



UNIVERSIDADE DA CORUÑA

E.T.S.I. CAMINOS, CANALES Y PUERTOS



DEPARTAMENTO DE TECNOLOGÍA DE LA CONSTRUCCIÓN

**MODELO DE COMPORTAMIENTO
APLICABLE A HORMIGONES DE EDAD
AVANZADA AFECTADOS POR LA
REACCIÓN ÁLCALI – SILICATOS:
DESARROLLO TEÓRICO
Y CALIBRACIÓN EXPERIMENTAL**

TESIS DOCTORAL

Autor:

Manuel F. Herrador Barrios
Ing. de Caminos, C. y P.

Director:

Fernando Martínez Abella
Dr. Ing. de Caminos, C. y P.

A Coruña, septiembre 2002



UNIVERSIDADE DA CORUÑA

E.T.S.I. CAMINOS, CANALES Y PUERTOS



DEPARTAMENTO DE TECNOLOGÍA DE LA CONSTRUCCIÓN

**MODELO DE COMPORTAMIENTO
APLICABLE A HORMIGONES DE EDAD
AVANZADA AFECTADOS POR LA
REACCIÓN ÁLCALI – SILICATOS:
DESARROLLO TEÓRICO
Y CALIBRACIÓN EXPERIMENTAL**

TESIS DOCTORAL

Autor:

Manuel F. Herrador Barrios
Ing. de Caminos, C. y P.

Director:

Fernando Martínez Abella
Dr. Ing. de Caminos, C. y P.

A Coruña, septiembre 2002

*"Mirame, madre, y por tu amor no llores:
si esclavo de mi edad y mis doctrinas,
tu mártir corazón llené de espinas,
piensa que nacen, entre espinas, flores."*

J. Martí

A MIS PADRES

RESUMEN

La elaboración de un modelo numérico de material que permita evaluar el estado actual y predecir el estado futuro de una estructura de edad avanzada afectada por reacción álcali – silicato (RAS) presenta dos complicaciones fundamentales. En primer lugar, se trata normalmente de hormigones de los que se dispone de relativamente pocos datos en cuanto a su comportamiento diferido. En segundo lugar, las repercusiones de la RAS en el comportamiento mecánico de las estructuras son poco conocidas; es notable el reducido número de estudios existentes acerca de la relación entre evolución del fenómeno expansivo y la tensión aplicada.

En el presente estudio se propone un modelo de comportamiento capaz de representar las deformaciones en servicio de un hormigón de estas características, junto a un procedimiento sistemático que permite su calibración a partir de datos experimentales obtenidos al efecto. El modelo se basa en una cadena de Maxwell con envejecimiento, que se corresponde con la fracción viscoelástica de las deformaciones, complementada con un elemento expansivo que tiene en cuenta específicamente la relación entre deformaciones expansivas causadas por la RAS y compresión aplicada. El procedimiento de calibración permite obtener el valor del nivel de compresión que hace desaparecer los efectos expansivos, denominado aquí *presión de inhibición*, y los parámetros característicos de la cadena de Maxwell tras la eliminación numérica de la deformación expansiva.

Como ejemplo de aplicación de la calibración y verificación del modelo, se incluye una campaña experimental realizada sobre testigos de hormigón expansivo proveniente de la presa bóveda de Belesar, cuya construcción finalizó en 1963. Se han efectuado ensayos de expansión libre y ensayos en bastidor de fluencia a diferentes niveles de carga, que permiten la evaluación de la presión de inhibición y el cálculo del resto de parámetros del modelo. Los ensayos básicos se acompañan de ensayos en bastidores de fluencia bajo carga variable de lenta velocidad, empleados para la verificación *a posteriori* del modelo establecido. También se han realizado ensayos de contrastación sobre un hormigón no expansivo proveniente de la presa bóveda de Albarelos. Todos los ensayos se realizan en ambiente con humedad saturada y temperatura constante. Las particularidades de los ensayos realizados han requerido del diseño de métodos específicos para el tratamiento de los testigos de hormigón, instrumentación, procedimiento de aplicación de carga y lectura y recogida de datos, que se describen en detalle en el documento.

Las conclusiones del estudio atañen a la validez del modelo y procedimiento aplicados, además de algunas observaciones acerca de los valores concretos de los parámetros obtenidos a partir de los ensayos, y sus posibles repercusiones en el comportamiento de la estructura analizada. Se formulan también observaciones y recomendaciones particulares acerca de la metodología de ensayos a largo plazo.

SUMMARY

The elaboration of a numerical material model which allows evaluation of the present state and prediction of the future state of an old-aged structured affected by alkali – silica reaction (ASR) presents two main complications. Firstly, we usually have to deal with concretes for which relatively scarce data regarding their delayed behaviour are provided. Secondly, we know little about the repercussion of ASR in the mechanical behaviour of structures; the small number of existing studies on the relation between the evolution of expansive phenomena and applied tension is quite remarkable.

In the present study a behaviour model capable of reproducing strain under service conditions of a concrete which shows these characteristics is presented, together with a systematical procedure that permits its calibration from experimental data obtained for that purpose. The model is based upon an ageing Maxwell chain, which refers to the viscoelastic fraction of strain, complemented with an expansive element which specifically takes into account the relation between ASR expansive strain and applied compression. The calibration procedure enables the obtention of the compression level that makes expansive effects disappear, called here *inhibition pressure*, and the characteristic parameters of the Maxwell chain after numerically eliminating expansive strains.

As an application example of calibration and verification of the model, an experimental campaign on core-drilled specimens extracted from expansive areas of Belesar (an arch dam in Lugo, Spain, whose construction was finished on 1963) is included. Free expansion tests and creep frame tests at different load levels have been conducted, which allow evaluation of inhibition pressure and calculation of the rest of model parameters. The basic test campaign is accompanied by creep frame tests under slowly increasing loads, used for further verification of the established model. A series of tests on non-expansive concrete specimens obtained from Albarellos arch dam has also been carried out for checking. The particularities of these tests have required specifically designed methods for concrete specimen treatment, instrumentation, loading process and data acquisition, which are thoroughly described in this document.

Conclusions are drafted regarding the validity of the model and procedure applied, together with some observations about the obtained values of parameters, and their influence on the behaviour of the analysed structure. Particular observations and recommendations on the methodology of long-term testing are also formulated.

AGRADECIMIENTOS

Como preámbulo al estudio desarrollado este documento, quisiera reconocer la participación de algunas personas sin las que, por una u otra razón, no hubiera sido lo que es.

Fernando Martínez Abella (que figura en la portada como director de tesis, con todo lo que ello conlleva y huelga decir) ha sido mi guía en esta y otras aventuras académicas. Buen jefe muchas veces, mejor compañero muchas más, amigo siempre, deberá sentirse culpable de haberme soltado por la selva de la investigación y responsable de gran parte de las ideas que llevo en el equipaje.

Rodrigo del Hoyo posee la proporcionada combinación de inquietud científica y visión de ingeniero que ha sido el germen de este proyecto. Es para mí un privilegio poder colaborar con él, tanto desde el punto de vista del joven investigador como del joven técnico.

El personal de Soluziona Ingeniería y Unión Fenosa ha colaborado en este estudio mucho más allá de lo que era estrictamente necesario. Del ingenio y saber hacer de Javier Losada ha brotado la materialización de buena parte de las novedosas ideas que se mostrarán a continuación; José Manuel Alonso tomó el relevo como coordinador del nutrido equipo que cito en este párrafo. José Antonio Rodríguez Legarreta, Roberto Pérez Lodos y David Pérez Rodríguez, por orden cronológico, han sido las personas "obligadas" a trabajar conmigo mano a mano en este proyecto, participando de cada éxito y sufriendo con cada tropiezo en el día a día. También quiero señalar la labor de José Manuel Couceiro y Gumersindo Rodríguez, jefes de auscultación, y de Javier Gómez Fiunte, Ramón González, Serafín González, Sergio Valencia padre, Sergio Valencia hijo, César López y Alberto Cabana, que han tomado parte en diversas tareas, etapas y responsabilidades a lo largo de la campaña de ensayos, convirtiendo una galería de presa vacía y húmeda en un auténtico laboratorio subterráneo, e Isabel Creo, a cargo de la ingrata tarea de transcribir las lecturas manuales.

Por parte de la UDC y el CITEEC, quiero agradecer especialmente la dedicación de Juan Ramón Rabuñal, padre de las criaturas electrónicas empleadas en el proyecto; Rodrigo Fernández de Castro, autor de parte de las herramientas informáticas; Gonzalo Álvarez Iglesias, César Añón, M^a José Recarey y Esteban Sixto, cuya colaboración en el montaje y mantenimiento de equipos ha sido indispensable, y Pilar de la Fuente, quien ha visto crecer el proyecto factura a factura. Reconozco además que me he aprovechado del trabajo de mis compañeros de equipo Cristina Vázquez, Juan I. Vázquez y José A. Orejón, que me han aliviado de muchas otras cargas para que yo pudiera llevar el barco a buen puerto. Mención aparte merece Belén G. Fonteboa, mi "hermana" en la familia de la investigación, compañera de fatigas además de compañera de trabajo, con quien he compartido ratos de alegrías y desesperaciones.

Quiero dar también las gracias a Antonio Aguado e Ignasi Casanovas, de cuya sabiduría y experiencia han nacido críticas, ideas y valoraciones que han servido de luz y guía para llevar este trabajo por el buen camino.

No debo olvidar a todas las personas que, sin estar directamente relacionadas con el trabajo, han invertido su tiempo y su cariño en propiciar las condiciones para que yo pudiera llevarlo a cabo. Personas como Luis y Estrella, sin cuyo ejemplo y apoyo hubiera abandonado este camino hace años; como Jorge, quien además de amigo, ha sido para mí modelo de dedicación, trabajo y buen hacer, y que me ha enseñado más de lo que puede imaginar. Tamara ha sido la última en apuntarse a la aventura; mi apoyo más cercano en los momentos más duros, he visto cómo dejaba a un lado sus propias preocupaciones para ayudarme a hacer que la criatura tomara forma.

Quiero tener también un recuerdo para mis hermanas, Taide y Valle. El tiempo que he pasado lejos de ellas ha sido para mí una de las partes más importantes del precio que he pagado por esta tesis. Y de mis padres, Manolo y Mitos, qué voy a decir...

Los trabajos desarrollados en esta tesis han contado con financiación del proyecto FEDER 1-FD97-0324-C02-01, titulado "Determinación del comportamiento del hormigón en presas de más de veinte años para su aplicación en estudios de mantenimiento y seguridad. Análisis del modelo tensodeformacional frente a cargas lentas y evaluación del fenómeno expansivo", dirigido por Fernando Martínez Abella, con colaboración de Soluziona Ingeniería. También ha participado del convenio entre la Fundación de la Ingeniería Civil de Galicia y Soluziona Ingeniería titulado "Validación, seguimiento y asesoramiento de ensayos en el hormigón de la presa de Belesar".

Tabla de contenidos

CAPÍTULO 1 - INTRODUCCIÓN	1
1. Antecedentes. Planteamiento del problema	1
2. Objetivos generales	3
3. Contenido del documento	4
 CAPÍTULO 2 - EXPANSIONES EN EL HORMIGÓN DEBIDAS A LA REACCIÓN ÁLCALI – ÁRIDO SILÍCEO	 7
1. Introducción	7
2. La reacción álcali - silicato en presas: caracterización y seguimiento	10
2.1. Introducción	10
2.2. Factores que intervienen en la RAS	11
2.3. Diagnóstico de la RAS	14
2.3.1. Introducción	14
2.3.2. Observación <i>in situ</i>	15
2.3.3. Ensayos de laboratorio	15
2.4. Casuística de obras afectadas por RAS	17
2.4.1. Planta de Beauharnois (Canadá)	17
2.4.2. Presa de Chambon (Francia)	18
2.4.3. Presa de Fontana (EE.UU.)	19
2.4.4. Presa de Hiwassee (EE.UU.)	20
2.4.5. Planta Generadora de Mactaquac (Canadá)	21
2.4.6. Presa de Maentwrog (Reino Unido)	22
2.4.7. Central de Moxotó (Brasil)	23
2.4.8. Planta Generadora de Saunders (Canadá)	24
2.4.9. Presa de Rapide-des-Iles (Canadá)	25
3. Química de la reacción álcali - silicato	26
3.1. Principio de la reacción	26
3.2. Influencia del hidróxido de calcio	27
3.3. Composición de los geles de álcali-silicato	29
3.4. Interacción con la presión exterior	30
4. Influencia de la reacción álcali - silicato en el comportamiento mecánico del hormigón. Modelización	36
4.1. Influencia de la RAS en los parámetros mecánicos del hormigón	36
4.2. Modelos de comportamiento de hormigones afectados por RAS	38

4.2.1. Introducción.....	38
4.2.2. Comportamiento instantáneo: curva tensión deformación	39
4.2.3. Modelos de expansión globales.....	40
4.2.4. Aportaciones de la Mecánica de la Fractura	43

CAPÍTULO 3 - DEFORMACIÓN DIFERIDA DEL HORMIGÓN BAJO CARGA: MODELOS DE FLUENCIA

1. Deformaciones diferidas del hormigón.....	47
1.1. Introducción	47
1.2. Descripción y factores	49
1.2.1. Mecanismos de fluencia	49
1.2.2. Fluencia por secado.....	51
1.2.3. Fluencia y linealidad.....	52
1.3. Caracterización de la fluencia. Experimentación.....	52
2. Modelización de la fluencia	55
2.1. Fundamentos	55
2.1.1. Principios termodinámicos	55
2.1.2. Influencia de la temperatura	57
2.1.3. Variaciones de humedad	57
2.1.4. Otros efectos no lineales	61
2.2. Métodos de análisis	67
2.2.1. Integrales hereditarias: principio de superposición.....	67
2.2.2. Métodos simplificados para fluencia lineal con envejecimiento	68
2.2.3. Métodos basados en desarrollos en serie	72
2.3. Funciones de fluencia: formulaciones prácticas.....	77
2.3.1. Modelo CEB-FIP 1990	77
2.3.2. Modelo ACI 209R-82.....	78
2.3.3. Modelos BP-KX y B3.....	79
2.3.4. Otras funciones de fluencia	81

CAPÍTULO 4 - DESCRIPCIONES DE LAS PRESAS DE BELESAR Y ALBARELLOS

1. Descripción de la presa de Belesar.....	83
1.1. Generalidades.....	83
1.2. Aparatos de auscultación	85
1.3. Descripción del hormigón fabricado	85
2. Diagnóstico y evaluación de la ASR en la presa de Belesar	87

2.1. Desplazamientos	87
2.2. Fisuración	89
2.3. Análisis físico – químico de los materiales	90
2.3.1. Análisis de los áridos	90
2.3.2. Análisis de las muestras de hormigón	91
2.3.3. Análisis del agua	91
2.4. Evaluación de las deformaciones expansivas	92
2.5. Análisis estructural	94
2.6. Ensayos de expansión libre	95
3. Descripción de la presa de Albarellos	96
3.1. Descripción general	96
3.2. Aparatos de auscultación	98
3.3. Descripción del hormigón fabricado	99
 CAPÍTULO 5 - OBJETIVOS PARTICULARES	101
1. Objetivos teóricos	101
2. Objetivos metodológicos	102
3. Objetivos aplicados	102
 CAPÍTULO 6 - MODELO DE COMPORTAMIENTO Y ALGORITMO DE ANÁLISIS	103
1. Introducción: elección del modelo de comportamiento	103
1.1. Criterios para la elección de los modelos de comportamiento	103
1.2. Modelo de comportamiento reológico	104
1.2.1. Función de fluencia	104
1.2.2. Método de análisis	106
1.3. Modelo de comportamiento expansivo	108
1.4. Recapitulación. Representación gráfica del modelo	111
2. Obtención de los parámetros representativos del material	112
2.1. Obtención de los coeficientes de relajación de la cadena de Maxwell	112
2.2. Estimación de las deformaciones expansivas debidas a la RAS	115
3. Procedimiento operativo	117
 CAPÍTULO 7 - PLANTEAMIENTO Y DESCRIPCIÓN DEL PROGRAMA DE ENSAYOS	119
1. Introducción	119
1.1. Planteamiento general	119

1.2. Primera fase: Belesar 1 (coronación)	120
1.3. Segunda fase: Belesar 2 (bóveda) y Albarelos	120
1.4. Conclusiones experimentales de la primera fase	121
2. Descripción de ensayos	122
2.1. Testigos	122
2.1.1. Dimensiones	122
2.1.2. Zonas de extracción	124
2.1.3. Refrentado de los testigos	127
2.2. Condiciones de carga y ambientales	129
2.2.1. Primera fase	130
2.2.2. Segunda fase	131
2.3. Instrumentación y toma de datos	133
2.3.1. Manual	133
2.3.2. Instrumentación electrónica: extensómetros	134
2.3.3. Instrumentación electrónica: galgas	135
2.4. Puesta en carga	137
3. Descripción de equipos	138
3.1. Bastidores de carga	138
3.2. Cilindros oleohidráulicos	139
3.2.1. Programa de carga de la primera fase	143
3.2.2. Segunda fase	143
3.3. Extensometría manual	145
3.3.1. Primera fase	145
3.3.2. Segunda fase	147
3.4. Extensometría Carson	147
3.5. Extensometría de galgas	149
3.5.1. Primera fase	149
3.5.2. Segunda fase	150
3.6. Armario de conexiones, cableado y adquisición de datos	151
3.6.1. Primera fase	151
3.6.2. Segunda fase	154
CAPÍTULO 8 - RESULTADOS EXPERIMENTALES	159
1. Introducción	159
2. Ensayos de carga constante	161
2.1. Introducción	161
2.2. Deformaciones instantáneas	162

2.2.1. Belesar (primera fase).....	162
2.2.2. Belesar (segunda fase).....	163
2.2.3. Albarellos	164
2.3. Deformaciones diferidas	165
2.3.1. Belesar (primera fase).....	165
2.3.2. Belesar (segunda fase).....	168
2.3.3. Albarellos	169
2.4. Conclusiones sobre los ensayos de carga constante	171
3. Ensayos de carga variable	172
3.1. Introducción. Incidencias	172
3.2. Deformaciones instantáneas	173
3.2.1. Belesar (primera fase).....	173
3.2.2. Belesar (segunda fase).....	174
3.2.3. Albarellos	175
3.3. Deformaciones diferidas	175
3.3.1. Belesar (primera fase).....	175
3.3.2. Belesar (segunda fase).....	177
3.3.3. Albarellos	178
3.4. Conclusiones sobre los ensayos de carga variable	179
4. Ensayos instantáneos	180
4.1. Belesar (primera fase)	180
4.2. Belesar (segunda fase).....	181
4.3. Albarellos	181
 CAPÍTULO 9 - OBTENCIÓN DE PARÁMETROS Y CONTRASTACIÓN DEL MODELO	183
1. Introducción	183
2. Expansión libre	184
2.1. Belesar (primera fase)	184
2.2. Belesar (segunda fase).....	185
3. Presión de inhibición	186
3.1. Belesar (primera fase)	186
3.2. Belesar (segunda fase).....	190
3.3. Observaciones	192
4. Curvas libres de expansión y espectro de relajación	193
4.1. Belesar (primera fase)	193
4.2. Belesar (segunda fase).....	196
4.3. Albarellos	198

5. Simulación de los ensayos de carga variable	200
5.1. Belesar (primera fase)	200
5.2. Belesar (segunda fase).....	203
5.3. Albarellos	206
 CAPÍTULO 10 - CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	207
1. Conclusiones	207
2. Recomendaciones metodológicas	209
3. Futuras líneas de investigación	211
 CAPÍTULO 11 - REFERENCIAS	213

Anejos

ANEJO 1 - PLANOS DEL BASTIDOR DE CARGA TIPO	237
ANEJO 2 - PROCEDIMIENTO DE PEGADO Y PROTECCIÓN DE GALGAS	241
ANEJO 3 - PROCEDIMIENTO DE REFRENTADO DE TESTIGOS	249
ANEJO 4 - SELECCIÓN DE GANANCIAS PARA EL S.A.D. (SEGUNDA FASE DE ENSAYOS)	257
ANEJO 5 - PLANOS DE INSTRUMENTACIÓN DE LA PRESA DE BELESAR	259
ANEJO 6 - PLANO DE INSTRUMENTACIÓN DE LA PRESA DE ALBARELLOS	259

Ilustraciones y gráficos

CAPÍTULO 2 - EXPANSIONES EN EL HORMIGÓN DEBIDAS A LA REACCIÓN ÁLCALI – ÁRIDO SILÍCEO

2.1.- Esquemas de fractura-tipo de diferentes tipos de áridos afectados por RAS (Johansen et al. 1993)	8
2.2.- Esquema de la planta de Beauharnois (Gocevski 1995)	17
2.3.- Planta de la presa de Chambon y modelo de elementos finitos (Millet 1985)	18
2.4.- Foto aérea y plano de la presa de Fontana (Wagner y Newell 1995, Grenoble 1995).....	19
2.5.- Foto y modelo de elementos finitos de la presa de Hiwassee (Wagner y Newell 1995, Grenoble 1995).....	20
2.6.- Plano de la planta de Macquatac y modelo de elementos finitos de una unidad de generación (Hayward 1988, Curtis 1995).....	21
2.7.- Vistas de la presa de Maentwrog en construcción en 1928 y del estribo derecho en la actualidad (Davie y Tripp 1991).....	22
2.8.- Esquema de la instrumentación y modelo de elementos finitos de la planta de Moxotó (Cavalcanti et al. 1991).....	23
2.9.- Foto aérea de la estación de Saunders y modelo de elementos finitos de un conjunto de unidades de generación (Ho 1995, Adeghe et al. 1995)	24
2.10.- Vista aérea de la presa de Rapide-des-Iles (Major y Allen 2000) y perspectiva del aliviadero analizado (Côté 1995; "amont" significa "aguas arriba")	25
2.11.- Modelo químico de la RAS (Dent Glasser y Kataoka 1981)	27
2.12.- Ejemplo de espectro de EPMA de un gel de RAS (Grattan-Bellew 1995).....	29
2.13.- Esquema de distribución de cargas del modelo de doble capa difusa (Prezzi et al. 1997).....	32
2.14.- Ensayos de inhibición sobre testigos de Saunders (Lo y Hefny 1999) y modelo de cálculo empleado (Adeghe et al. 1995).....	34
2.15.- Modelo parabólico de segundo grado para la inhibición de la expansión (May et al. 1996).....	34
2.16.- Propuesta de curva tensión / deformación instantánea de Pantazopoulou y Thomas (1999).....	39
2.17.- Ejemplo de funciones normalizadas de un modelo multiplicativo (Léger et al. 1995).....	41
2.18.- Modelo conceptual uniaxial de hormigón afectado por RAS, de acuerdo con Ulm et al. (2000).....	42

CAPÍTULO 3 - DEFORMACIÓN DIFERIDA DEL HORMIGÓN BAJO CARGA: MODELOS DE FLUENCIA

3.1.- Modelos de estructura del C-S-H (de RILEM TC69-1 1988).....	50
3.2.- Solidificación de la pasta de cemento (Bažant 1979)	51
3.3.- Esquema de bastidor de ensayo con cilindro hidráulico (Gamble 1975)	53
3.4.- Representación gráfica de la cadena de Kelvin	73
3.5.- Representación gráfica de la cadena de Maxwell	76

CAPÍTULO 4 - DESCRIPCIONES DE LAS PRESAS DE BELESAR Y ALBARELLOS

4.1.- Vista aérea de la presa de Belesar (cortesía de Unión Fenosa).....	84
4.2.- Vista de la central y presa de Belesar, con los aliviaderos desagando	84
4.3.- Vista de la cámara subterránea.....	85
4.4.- Detalle de las exudaciones en testigos extraídos de la galería de coronación de Belesar	87
4.5.- Evolución de los desplazamientos radiales del péndulo nº 2 a la cota 330 (próximo a coronación)	88
4.6.- Evolución de los desplazamientos radiales del péndulo nº 3 a la cota 330 (próximo a coronación)	88
4.7.- Fisuración en mapa en el pórtico superior de la presa	89
4.8.- Evolución de las deformaciones registradas en el extensómetro corrector nº 36, próximo a la coronación.....	92
4.9.- Evolución de las deformaciones registradas en el extensómetro corrector nº 65, próximo a la coronación.....	93
4.10.- Evolución de las deformaciones registradas en el extensómetro corrector nº 230, próximo al zócalo	93
4.11.- Evolución de las deformaciones registradas en el extensómetro corrector nº 234, próximo al zócalo	94
4.12.- Vista aérea del Salto de Albarells (cortesía de Unión Fenosa).....	96
4.13.- Vista de la presa de Albarells, con el estribo izquierdo en primer término	97
4.14.- Plano geológico del emplazamiento de la presa de Albarells, incluyendo la ubicación de la Falla A y la Falla Verde (Del Hoyo, 1979)	98

CAPÍTULO 6 - MODELO DE COMPORTAMIENTO Y ALGORITMO DE ANÁLISIS

6.1.- Representación gráfica del modelo	111
---	-----

CAPÍTULO 7 - PLANTEAMIENTO Y DESCRIPCIÓN DEL PROGRAMA DE ENSAYOS

7.1.- Sonda sacatestigos durante el proceso de extracción, presa de Albarellos	122
7.2.- Aspecto de los testigos extraídos de la tercera galería de Belesar, con sus dimensiones definitivas.....	123
7.3.- Ubicación de la zona de extracción de testigos en la presa de Belesar (fase 1).....	124
7.4.- Aspecto de la séptima galería de la presa de Belesar tras la extracción de testigos (fase 1)	124
7.5.- Ubicación de la zona de extracción de testigos en la presa de Belesar (fase 2).....	125
7.6.- Aspecto de la zona de extracción de testigos en la tercera galería (Belesar, fase 2).....	125
7.7.- Ubicación de la zona de extracción de testigos en la presa de Albarellos	126
7.8.- Aspecto de la zona de extracción de testigos, galería perimetral de la presa de Albarellos	126
7.9.- Testigo enganchado al dispositivo de refrentado (a) y al final del proceso (b).	127
7.10.- Máquina de corte (a); detalle de la mira láser (b); aparato de sujeción de testigos (c) proceso de nivelación y ajuste (d); corte de un testigo (e); comprobación de perpendicularidad (f).....	128
7.11.- Ubicación de la Galería Subterránea (galería de ensayo) en la Presa de Belesar	129
7.12.- Puerta de cierre de la galería (a) y tubería perforada de goteo (b).....	130
7.13.- Detalle del termohigrómetro (a) y del cuadro de fusibles e iluminación auxiliar (b)	131
7.14.- Vistas generales de la galería de ensayos: bastidores de carga (a) y testigos de control (b).....	130
7.15.- Toma de medidas con el extensómetro mecánico (a) y con extensómetros tipo Carson (b)	133
7.16.- Extensómetros tipo Carson	134
7.17.- Aspecto de la galga extensométrica PL-120 recién colocada (a) y una vez protegida (b).....	135
7.18.- Esquema de la red de transmisión de datos de extensometría	136
7.19.- Ordenador de recogida de datos en la oficina de auscultación de la Central de Belesar.....	136
7.20.- Bastidor de carga.....	138
7.21.- Disposición de elementos del sistema oleohidráulico	140
7.22.- Disposición de elementos del sistema oleohidráulico	141
7.23.- Bomba manual ENERPAC P-39.....	141

7.24.- Componentes del sistema oleohidráulico: Manómetro y transductor de presión (a); "raccord" (b); válvula de retención (c); válvula de mariposa (d).....	142
7.25.- Extensómetro manual y barras de calibración y pegado de INVAR	145
7.26.- Ubicación de una pareja de puntos de extensometría en un testigo	146
7.27.- Detalle de un punto de extensometría colocado	146
7.28.- Fresadora empleada para perforar los testigos.....	147
7.29.- Extensómetro tipo Carson colocado en bastidor.....	148
7.30.- Detalles de las sujeciones del extensómetro tipo Carson a los bastidores	148
7.31.- Testigos con galgas protegidas.....	149
7.32.- Adhesivo de poliéster y endurecedor, empleado en fases 1 y 2 (a); adhesivo de cianocrilato, fase 2 (b)	149
7.33.- Material de protección de galgas: fundidor de cera (a); cinta de teflon adhesiva (b); butilo asfáltico (c); neopreno (d); cinta de aluminio (e) y sellador de caucho de nitrilo (f)	150
7.34.- Galga PL-120-11 con cable soldado	151
7.35.- Interior del armario de conexiones de la primera fase (a) y detalle de los módulos ND-6017 y una placa de puentes de Wheastone.....	152
7.36.- Detalle del cableado de la galería (primera fase).....	153
7.37.- Imágenes del programa de control de ensayos empleado en la primera fase .	154
7.38.- Interior del armario de conexiones de la segunda fase.....	155
7.39.- Imágenes de las pruebas del sistema de extensometría electrónica de la segunda fase	156
7.40.- Segunda fase: cableado de la galería con conexión al armario (a) y caja de conexión de cables en bastidor (b).....	156
7.41.- Adquisición de datos en la galería durante un proceso de carga	158
7.42.- Imágenes del programa de control de ensayos (a,b) y del programa de configuración (c,d) empleados en la segunda fase	158

CAPÍTULO 8 - RESULTADOS EXPERIMENTALES

8.1.- Belesar 1: ejemplo de selección de datos previa al cálculo de promedio (bastidor de 50 kp/cm ²).....	160
8.2.- Belesar 1: proceso de carga en el bastidor sometido a carga constante de 25 kp/cm ²	162
8.3.- Belesar 1: proceso de carga en el bastidor sometido a carga constante de 50 kp/cm ²	162
8.4.- Belesar 1: proceso de carga en el bastidor sometido a carga constante de 100 kp/cm ²	163

8.5.- Belesar 2: proceso de carga en el bastidor sometido a carga constante de 25 kp/cm ²	163
8.6.- Belesar 2: proceso de carga en el bastidor sometido a carga constante de 50 kp/cm ²	163
8.7.- Belesar 2: proceso de carga en el bastidor sometido a carga constante de 100 kp/cm ²	164
8.8.- Albarelos: proceso de carga en el bastidor sometido a carga constante de 50 kp/cm ²	164
8.9.- Albarelos: proceso de carga en el bastidor sometido a carga constante de 100 kp/cm ²	164
8.10.- Belesar 1: deformación registrada en los testigos de expansión libre	165
8.11.- Belesar 1: deformación total registrada en los testigos sometidos a carga constante de 25 kp/cm ²	166
8.12.- Belesar 1: deformación total registrada en los testigos sometidos a carga constante de 50 kp/cm ²	166
8.13.- Belesar 1: deformación total registrada en los testigos sometidos a carga constante de 100 kp/cm ²	167
8.14.- Belesar 1: deformaciones medias absolutas totales registradas en los bastidores de carga constante	167
8.15.- Belesar 2: deformación registrada en los testigos de expansión libre	168
8.16.- Belesar 2: deformación total registrada en los testigos sometidos a carga constante de 25 kp/cm ²	168
8.17.- Belesar 2: deformación total registrada en los testigos sometidos a carga constante de 50 kp/cm ²	168
8.18.- Belesar 2: deformación total registrada en los testigos sometidos a carga constante de 100 kp/cm ²	168
8.19.- Belesar 2: deformaciones medias absolutas totales registradas en los bastidores de carga constante	169
8.20.- Albarelos: deformación registrada en los testigos de expansión libre	169
8.21.- Albarelos: deformación total registrada en los testigos sometidos a carga constante de 50 kp/cm ²	170
8.22.- Albarelos: deformación total registrada en los testigos sometidos a carga constante de 100 kp/cm ²	170
8.23.- Albarelos: deformaciones medias absolutas totales registradas en los bastidores de carga constante	170
8.24.- Belesar 1: deformaciones instantáneas por escalón en testigos sometidos a incrementos de 3 kp/cm ²	173

8.25.- Belesar 1: deformaciones instantáneas por escalón en testigos sometidos a incrementos de 8 kp/cm ²	174
8.26.- Belesar 2: deformaciones instantáneas por escalón en testigos sometidos a incrementos de 3 kp/cm ²	174
8.27.- Belesar 2: deformaciones instantáneas por escalón en testigos sometidos a incrementos de 8 kp/cm ²	174
8.28.- Belesar 2: deformaciones instantáneas por escalón en testigos sometidos a incrementos de 8 kp/cm ²	175
8.29.- Belesar 1: deformaciones registradas en testigos sometidos a incrementos quincenales de 1kp/cm ²	175
8.30.- Belesar 1: deformaciones registradas en testigos sometidos a incrementos quincenales de 3 kp/cm ²	176
8.31.- Belesar 1: deformaciones registradas en testigos sometidos a incrementos quincenales de 8 kp/cm ²	176
8.32.- Belesar 1: deformaciones medias absolutas totales registradas en los bastidores de carga variable	177
8.33.- Belesar 2: deformaciones registradas en testigos sometidos a incrementos quincenales de 3 kp/cm ²	177
8.34.- Belesar 2: deformaciones registradas en testigos sometidos a incrementos quincenales de 8 kp/cm ²	177
8.35.- Belesar 2: deformaciones medias absolutas totales registradas en los bastidores de carga variable	178
8.36.- Albarellos: deformaciones registradas en testigos sometidos a incrementos quincenales de 8 kp/cm ²	178

CAPÍTULO 9 - OBTENCIÓN DE PARÁMETROS Y CONTRASTACIÓN DEL MODELO

9.1.- Belesar 1: ajuste de la curva de expansión libre	184
9.2.- Belesar 2: ajuste de la curva de expansión libre	185
9.3.- Belesar 1: deformaciones medias unitarias totales registradas en los bastidores de carga constante	187
9.4.- Belesar 1: deformaciones medias unitarias diferidas registradas en los bastidores de carga constante	187
9.5.- Belesar 1: desviación entre curvas libres de expansión para diferentes valores de la presión de inhibición	188
9.6.- Belesar 1: deformaciones medias unitarias libres de expansión	189
9.7.- Belesar 2: deformaciones medias unitarias totales registradas en los bastidores de carga constante	190

9.8.- Belesar 2: Deformaciones medias unitarias diferidas registradas en los bastidores de carga constante.....	190
9.9.- Belesar 2: desviación entre curvas libres de expansión para diferentes valores de la presión de inhibición	191
9.10.- Belesar 2: deformaciones medias unitarias libres de expansión	192
9.11.- Belesar 1: ajuste de las envolventes de las deformaciones medias unitarias libres de expansión.....	194
9.12.- Belesar 1: comparación entre deformaciones medidas y calculadas con las envolventes propuestas.....	194
9.13.- Belesar 1: representación del espectro de relajación de la curva de fluencia libre de expansión.....	195
9.14.- Belesar 2: ajuste de las envolventes de las deformaciones medias unitarias libres de expansión.....	196
9.15.- Belesar 2: comparación entre deformaciones medidas y calculadas con las envolventes propuestas.....	196
9.16.- Belesar 2: representación del espectro de relajación de la curva de fluencia libre de expansión.....	197
9.17.- Albarelos: ajuste de las envolventes de las deformaciones medias unitarias.	198
9.18.- Albarelos: comparación entre deformaciones medidas y calculadas con las envolventes propuestas.....	198
9.19.- Albarelos: representación del espectro de relajación de la curva de fluencia libre de expansión.....	199
9.20.- Belesar 1: historias de carga en los bastidores de carga variable	200
9.21.- Belesar 1: deformaciones medidas y predichas en testigos sometidos a incrementos de 1 kp/cm ²	201
9.22.- Belesar 1: deformaciones medidas y predichas en testigos sometidos a incrementos de 3 kp/cm ²	201
9.23.- Belesar 1: deformaciones medidas y predichas en testigos sometidos a incrementos de 8 kp/cm ²	202
9.24.- Belesar 1: comparación entre promedios de lecturas y valores predichos en testigos de carga variable.....	203
9.25.- Belesar 2: historias de carga en los bastidores de carga variable	204
9.26.- Belesar 2: deformaciones medidas y predichas en testigos sometidos a incrementos de 3 kp/cm ²	204
9.27.- Belesar 2: deformaciones medidas y predichas en testigos sometidos a incrementos de 8 kp/cm ²	205
9.28.- Belesar 2: comparación entre promedios de lecturas y valores predichos en testigos de carga variable.....	205

9.29.- Albarelos: historia de carga en los testigos sometidos a incrementos de 8 kp/cm ²	206
9.30.- Albarelos: comparación entre promedios de lecturas y valores predichos en testigos sometidos a incrementos de 8 kp/cm ²	206

Tablas

CAPÍTULO 2 - EXPANSIONES EN EL HORMIGÓN DEBIDAS A LA REACCIÓN ÁLCALI – ÁRIDO SILÍCEO

2.1.- Composición tipo de geles expansivos	30
2.2.- Valores tipo de la presión de inhibición de RAS.....	31
2.3.- Ejemplos de pérdida de propiedades mecánicas por RAS	37
2.4.- Estimación del valor residual de las propiedades mecánicas de hormigón sometido a expansión (ISE 1992).....	37

CAPÍTULO 4 - DESCRIPCIONES DE LAS PRESAS DE BELESAR Y ALBARELLOS

4.1.- Dosificación del hormigón de Belesar	86
4.2.- Resistencias obtenidas en los ensayos originales sobre el hormigón de Belesar	86
4.3.- Velocidades de desplazamiento registradas en los péndulos de Belesar	88
4.4.- Composición química media del hormigón de Belesar	90
4.5.- Dosificación del hormigón de Albarellos.....	99

CAPÍTULO 7 - PLANTEAMIENTO Y DESCRIPCIÓN DEL PROGRAMA DE ENSAYOS

7.1.- Programa de carga propuesto para la primera fase de ensayos sobre el hormigón de Belesar.....	143
7.2.- Programa de carga propuesto para la segunda fase de ensayos sobre el hormigón de Belesar.....	144
7.3.- Programa de carga propuesto para los ensayos sobre el hormigón de Albarellos	144
7.4.- Modificaciones del sistema de adquisición de datos adoptadas en la segunda fase	157

CAPÍTULO 8 - RESULTADOS EXPERIMENTALES

8.1.- Condiciones de carga en los bastidores de carga constante	161
8.2.- Condiciones de carga en los bastidores de carga variable	172
8.3.- Condiciones de rotura en los testigos agotados en bastidores de carga variable	179

8.4.- Belesar 1: resultados de los ensayos de módulo de deformación y rotura a compresión	180
8.5.- Belesar 2: resultados de los ensayos de módulo de deformación y rotura a compresión	181
8.6.- Albarelos: resultados de los ensayos de módulo de deformación y rotura a compresión	181

CAPÍTULO 9 - OBTENCIÓN DE PARÁMETROS Y CONTRASTACIÓN DEL MODELO

9.1.- Belesar 1: coeficientes del modelo B3 de la curva de fluencia libre de expansión (10^6 / MPa)	193
9.2.- Belesar 1: Coeficientes de interpolación logarítmica del espectro de relajación.....	195
9.3.- Belesar 2: coeficientes del modelo B3 de la curva de fluencia libre de expansión (10^6 / MPa)	196
9.4.- Belesar 2: coeficientes de interpolación logarítmica del espectro de relajación.....	197
9.5.- Albarelos: coeficientes del modelo B3 de la curva de fluencia (10^6 / MPa)	198
9.6.- Albarelos: coeficientes de interpolación logarítmica del espectro de relajación.....	199

Capítulo 1

INTRODUCCIÓN

1. Antecedentes. Planteamiento del problema

La predicción de la vida útil de una presa reviste un especial interés dentro del estudio de seguridad de estructuras de obra civil dadas sus características específicas, fundamentalmente las que atañen a aspectos sociológicos. Los rápidos progresos efectuados en tecnología de la información han puesto a disposición de este tipo de estudios elevadas capacidades de cálculo. La respuesta natural a este incremento de la capacidad es una mayor sofisticación de los modelos numéricos, bien por la vía de la reducción de los incrementos numéricos (e. g. mayor número de elementos en modelos de elementos finitos, o pasos temporales más reducidos), bien por el refinamiento y complejidad de las leyes de comportamiento de los materiales empleados (dicho sea de otro modo, el cálculo no lineal).

El caso de la presa de Belesar es una clara concreción de lo expuesto. Inaugurada en 1963 y perteneciente a la red de producción hidráulica de FENOSA, es una estructura notable no sólo por su tamaño y capacidad de generación energética, sino por el exquisito cuidado puesto por la empresa en lo referente a auscultación y mantenimiento. En efecto, la presa bóveda de Belesar fue puntera en el momento de construcción por la cantidad y calidad de instrumentación de seguimiento dispuesta, tecnología que se viene revisando y actualizando hasta la fecha por medio de inversiones de carácter puramente privado, o con aportaciones complementarias de organismos públicos. Dichas actualizaciones van por la línea del incremento cuantitativo de la instrumentación, la inclusión de nuevas técnicas (instrumentación de base óptica e infrarroja, acelerometría...), la automatización de procesos y registros, telecontrol... y, dando origen a estudios como el presentado en este documento, una profundización en el comportamiento y estado actual del material de la estructura: el hormigón.

Durante los últimos años se ha empleado el corpus de datos recogidos a lo largo de la vida de la presa para elaborar y ajustar diversos modelos de cálculo numérico más o menos convencionales (como se detalla en el capítulo 4, más adelante), con resultados sólo en parte satisfactorios. No cabe achacar los defectos a errores en el desarrollo de los modelos, que se han aseverado por otra parte adecuados en estudios similares, sino a inexactitudes en las leyes de comportamiento empleadas.

En efecto, elaborar un modelo numérico que permita evaluar el estado actual y predecir el estado futuro de la presa de Belesar requiere fijar la atención sobre ciertas singularidades. Por una parte, se está tratando un hormigón con una larga historia, pero del que se dispone de relativamente pocos datos en cuanto a su comportamiento. En la época en la que se construyó la estructura, al no existir la potencia de cálculo necesaria para tratar los fenómenos de deformación a largo plazo, no había una disposición su estudio con profundidad; es decir, no había conciencia de la realización de ciertos ensayos, como por ejemplo, ensayos de fluencia. Por otra parte, y a pesar de las precauciones adoptadas en su momento, se ha desencadenado en el hormigón de Belesar una reacción expansiva entre los álcalis del cemento y el árido silíceo, que se traduce materialmente en un incremento localizado de la fisuración y una cierta velocidad de desplazamiento en el sentido aguas arriba. Esta reacción, como se detalla más adelante en este mismo documento, se caracteriza por su carácter poco predecible en ocasiones, y por la escasez (próxima a la inexistencia) de los conocimientos disponibles en cuanto a sus repercusiones en el comportamiento mecánico de las estructuras.

Con la intención de paliar estas carencias, la empresa responsable de la auscultación y seguimiento de la presa de Belesar, Soluziona Ingeniería¹, emprendió una serie de líneas de trabajo, expuestas en el capítulo 4, que incluían la realización de ensayos por parte de la propia empresa y las consultas a técnicos exteriores con experiencia en el campo. En este marco, se estableció una primera colaboración por medio de un convenio entre la empresa y el Dr. Ing. Fernando Martínez Abella, Profesor Titular del Área de Ingeniería de la Construcción de la ETSI de Caminos, Canales y Puertos de la Universidad de A Coruña, con la mediación de la Fundación de la Ingeniería Civil de Galicia (FICGA). Dicha colaboración, titulada "Validación, seguimiento y asesoramiento de ensayos en el hormigón de la presa de Belesar" consistió, en una primera fase, en el seguimiento de ensayos de expansión libre de testigos de hormigón extraídos del paramento de la presa en diversas condiciones de exposición ambiental. La segunda fase del proyecto, semilla del presente estudio, consistió en la puesta a punto de un programa de ensayos bajo carga en bastidor que permitiera caracterizar adecuadamente el comportamiento del material. Llegado este punto, se puso de manifiesto la tremenda complejidad experimental planteada por el problema a resolver, lo que explicaba en gran parte no sólo la falta de datos, sino de procedimientos operativos disponibles en la bibliografía para

¹ Anteriormente denominada Unión Fenosa Ingeniería, S. A. (UFISA).

resolver el problema planteado, por lo que se creyó conveniente abordar el problema con una mayor ambición y amplitud de miras.

La fructífera colaboración entre Soluziona Ingeniería y la UDC desembocó en la propuesta y aceptación por parte de las autoridades del proyecto *"Determinación del comportamiento del hormigón en presas de más de veinte años para su aplicación en estudios de mantenimiento y seguridad. Análisis del modelo tensodeformacional frente a cargas lentas y evaluación del fenómeno expansivo"*, proyecto FEDER 1-FD97-0324-C02-01, dirigido por Fernando Martínez Abella (ETSICCP, Universidade de A Coruña) en coordinación con Antonio Aguado de Cea (ETSICCP, Universitat Politècnica de Catalunya) y la colaboración de Unión Fenosa Ingeniería, S. A. Ha sido bajo los auspicios financieros de dicho proyecto donde se han desarrollado la mayor parte de los estudios expuestos en el presente documento, enmarcados en los objetivos generales planteados en el apartado siguiente.

2. Objetivos generales

De acuerdo con el problema planteado, se proponen, para el estudio presente, los siguientes objetivos generales, que se concretarán en objetivos particulares una vez revisada la documentación disponible en la bibliografía.

- Revisión bibliográfica del problema de las expansiones debidas a reacción álcali – árido silíceo y de los modelos de comportamiento a largo plazo de hormigón bajo carga, incidiendo en aquellos que hayan sido empleados con anterioridad en problemas similar al planteado.
- Planteamiento teórico de un modelo específicamente indicado para reproducir el comportamiento en servicio hormigones de presa de edad avanzada, que incluya la representación de los efectos de la expansión.
- Propuesta de un programa de ensayos sobre hormigón afectado por reacción álcali – árido silíceo expansiva, apto para la calibración y verificación del modelo de comportamiento planteado.
- Propuesta de un programa de ensayos sobre un hormigón no expansivo, como contraste del procedimiento.
- Diseño de los procedimientos necesarios para la materialización del programa de ensayos.
- Realización del programa de ensayos.
- Obtención de los parámetros característicos de los materiales analizados.
- Verificación del modelo.
- Adecuación del proceso completo a la sistematización del mismo, con vistas a su posterior aplicación a otros hormigones en condiciones similares.

Se propone como hormigones objeto de estudio dos muestras expansivas correspondientes a diferentes zonas de la presa de Belesar, y una muestra no expansiva correspondiente a la presa bóveda de Albarelllos (descrita en el capítulo 4), de edad y dosificación en árido similar, pero en la que el seguimiento histórico no ha revelado comportamiento expansivo alguno.

3. Contenido del documento

A la vista de los objetivos generales planteados, se propone la distribución por capítulos que sigue para el presente documento.

En el *capítulo 2* se realiza una revisión bibliográfica (estado del conocimiento) acerca de la reacción álcali – árido silíceo, incidiendo en su evaluación y efectos sobre estructuras de retención de aguas. Se prestará especial atención a la influencia de las expansiones en el comportamiento mecánico del hormigón.

El *capítulo 3* comprende una revisión exhaustiva de modelos de fluencia (en general, comportamiento diferido de hormigones bajo carga), con vistas a la selección del más adecuado para responder al problema planteado.

Las presas de Belesar y Albarelllos, objeto de estudio, se describen en detalle en el *capítulo 4*. En el caso de la presa de Belesar, se presenta además el conjunto de estudios realizados hasta la fecha que diagnostican la presencia y evalúan los efectos del fenómeno expansivo.

Una vez revisado el corpus de conocimientos disponible relacionado con el tema, se plantean en el *capítulo 5* los objetivos particulares que dan lugar a la evolución posterior del estudio.

En el *capítulo 6* se plantea y desarrolla el modelo teórico de comportamiento. También se esboza la campaña tipo de ensayos necesaria para calcular los parámetros representativos del material, y la sistematización del procedimiento completo de ensayo, calibración y verificación.

El programa de ensayos específico correspondiente a este estudio se presenta en el *capítulo 7*. También se proponen en este capítulo las soluciones concretas a los problemas experimentales y operativos encontrados a la hora tanto de diseñar los ensayos como de ponerlos en práctica.

En el *capítulo 8* se presentan, sin mayor tratamiento numérico, los resultados de los ensayos obtenidos hasta la fecha de redacción del presente documento.

Planteado el modelo, realizados los ensayos y obtenidos los resultados experimentales, en el *capítulo 9* se efectúan los cálculos necesarios para despejar los parámetros representativos del modelo, así como la oportuna verificación del mismo por medio de resultados de ensayos de contraste.

El *capítulo 10* recopila las conclusiones y recomendaciones que se desprenden del conjunto del estudio, tanto en lo referente al comportamiento de los hormigones analizados, como a la sistematización del procedimiento en sí, y al diseño de los ensayos realizados. Se indican también las líneas de estudio que quedan abiertas para su desarrollo posterior.

Por último, en el *capítulo 11* se recogen exhaustivamente las referencias señaladas a lo largo del documento.

Se añaden una serie de anejos, en los que se incluye información de interés recopilada o desarrollada para la efectiva puesta en práctica del estudio, pero que por su carácter tecnológico o su formato dificultarían la lectura del documento.

Capítulo 2

EXPANSIONES EN EL HORMIGÓN DEBIDAS A LA REACCIÓN ÁLCALI – ÁRIDO SILÍCEO

1. Introducción

Se conoce bajo el nombre genérico de reacciones álcali - árido o RAA (AAR, *alkali - aggregate reactions*) a aquellas reacciones que tienen lugar entre los diferentes posibles reactivos contenidos en los áridos empleados para amasar un hormigón y los componentes alcalinos del cemento, es decir, el óxido de sodio Na_2O y el óxido de potasio K_2O . Estas reacciones suelen producir daños en el hormigón, por la aparición en el mismo de geles expansivos que producen tracciones internas (Vivian 1950), siendo una de las patologías más frecuentes y extendidas de los hormigones ejecutados con cementos Portland. Se suelen manifestar en forma de fisuración superficial y en algunos casos, la exudación del gel resultado de la reacción. La aparición de fisuras y la posibilidad de su extensión conlleva el deterioro del material, y su mayor susceptibilidad a ataques ambientales.

Las reacciones expansivas entre los áridos del hormigón y los álcalis del cemento se conocen e identifican desde hace 60 años (Stanton 1940). Al ser un fenómeno fundamentalmente dependiente de la naturaleza de los áridos, tienen un carácter fuertemente local, siendo patologías endémicas en algunas regiones por la combinación de mineralogías específicas con condiciones climatológicas adversas, como por ejemplo las regiones costeras de Dinamarca (Bredsdorff et al. 1962).

Es conveniente diferenciar la reacción álcali - árido en sí con otras patologías expansivas del hormigón como las debidas a la hidratación de la cal libre o a la formación de sales de ettringita, o incluso la presencia de arcillas expansivas en el árido. En cualquier caso, es posible que se presente asociada a alguna de las anteriores, lo que contribuye a agravar su efecto.

Es de señalar también que en ocasiones no sólo contribuyen a la reacción los álcalis presentes en el cemento, sino que la propia liberación de álcalis contenidos en algunos áridos puede contribuir a acelerar la reacción (Stark y Bhatti 1986).

Las reacciones álcali - árido se pueden agrupar en tres categorías (ICOLD 1991):

- Reacción de los álcalis con la sílice amorfa o RAS (*ASR, alkali - silica reaction*)
- Reacción de los álcalis con los silicatos en áridos silíceos polifásicos o RAS (*ASR, alkali - silicate reaction*)
- Reacción de los álcalis con los carbonatos dolomíticos o RAC (*ACR, alkali - carbonate reaction*)

Las reacciones de los álcalis con la sílice y las reacciones de los álcalis con los silicatos de las rocas son las mismas, siendo más lentas en el segundo caso por la diseminación de los materiales en la matriz. En el primer grupo, se ubican materiales como el ópalo, la tridimita, cristobalita y cristales silíceos, tanto naturales como artificiales; en el segundo, calcedonias, cuarzos microcristalinos, grauvacas y las rocas relacionadas (Charlwood y Solymar 1994, Gillott 1995).

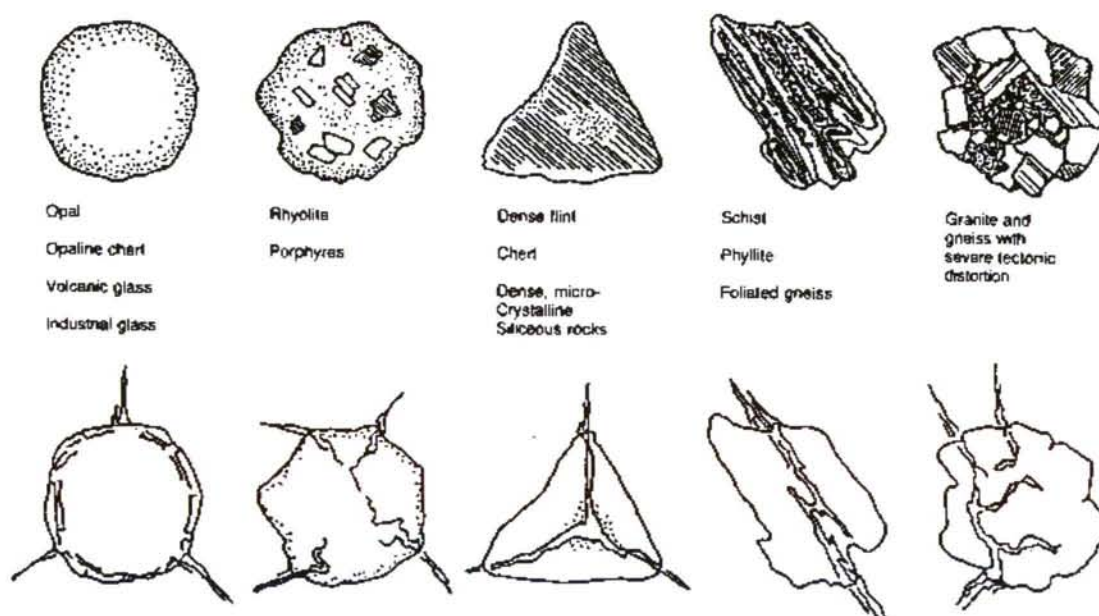
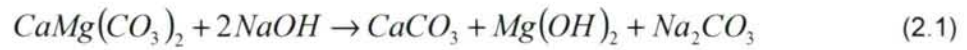


Figura 2.1.- Esquemas de fractura-tipo de diferentes tipos de áridos afectados por RAS (Johansen et al. 1993)

La reacción de los álcalis con los carbonatos, de la que no nos ocuparemos con mayor profundidad en el presente ensayo, implica el ataque sobre áridos dolomíticos por el NaOH y el

KOH del agua intersticial del hormigón, dando lugar a la reacción de desdolomitización (Wang y Gillott 1995):



La expansión posterior a la desdolomitización se debe probablemente a la captación de humedad por los componentes finos de la reacción, en particular de las arcillas resultantes (Gillott 1964, Gillott y Swenson 1969).

2. La reacción álcali - silicato en presas: caracterización y seguimiento

2.1. Introducción

Tras la primera identificación del fenómeno de RAS en un pavimento de autopista (Stanton 1940), no hubo que esperar mucho tiempo para asociarlo a una presa, concretamente a la Parker Dam en California (Meissner 1941). En el informe acerca de reacciones álcali - árido en presas de la Comisión Internacional de Grandes Presas (ICOLD 1991, CEGP 1994) se reconoce la existencia de reactividad álcali - árido en 24 grandes presas de EE.UU., 5 en Francia, 3 en España, 2 en la India, 2 en Brasil, 1 en Zambia y 1 en Kenia, demostrándose de ese modo que el fenómeno puede manifestarse en cualquier punto del globo. Las obras españolas mencionadas en el informe son las presas de Salas y San Esteban, y el aliviadero del embalse de Portodemouros.

El efecto fundamental de la RAS no suele, en principio, constituir un daño estructural serio, sino que se manifiesta más bien como un deterioro, con los subsiguientes problemas de pérdida de eficiencia de la estructura y coste de mantenimiento (Wood y Johnson 1993). Por ello hay cada vez mayor tendencia a prevenir el daño de la RAS previamente a la construcción de una estructura, interviniendo fundamentalmente sobre la elección del cemento y los áridos a emplear en la ejecución de la misma. Cabe señalar que la presencia de armaduras en el hormigón es efectiva a la hora de controlar la expansión y mantener la integridad estructural, aunque todavía no existen datos suficientes sobre la cantidad y detalle de la armadura a utilizar; algunos ensayos (Fan y Hanson 1998) revelan que un 1% de cuantía geométrica de acero distribuido en la sección puede ser efectivo.

Resultado de la creciente preocupación por el fenómeno es la elaboración de documentos técnicos como el publicado por la Concrete Society en 1999 acerca de la prevención de riesgos de daño por RAS en el hormigón, y la profusión de estudios sobre ensayos que permiten detectar la susceptibilidad de un árido ante la RAS, como se detallará más adelante. La reducción *a posteriori* de los daños causados por la RAS puede ir desde un simple drenaje para reducir la humedad en las zonas afectadas y evaluación de la pérdida de resistencia de la estructura, deformaciones medias de valores de hasta el 1% (Durand et al. 1996) o incluso casos como el de la Stewart Mountain Dam (Arizona, EE.UU.), presa bóveda construida en 1930 en el que el efecto combinado de RAS y una defectuosa construcción de las juntas horizontales ha llevado a adoptar como solución de reparación el anclaje con pretensado vertical de la estructura completa (Singhal y Nuss 1991).

2.2. Factores que intervienen en la RAS

La RAS puede tener lugar en una estructura únicamente en el caso de coincidencia de los tres factores siguientes (CS 1999, Mather 1999):

1. Alcalinidad suficientemente elevada.
2. Cantidad crítica de sílice reactiva en el árido.
3. Humedad suficiente.

La influencia de la humedad es conocida desde la detección de la reacción por primera vez (Stanton 1940). El umbral de humedad relativa del hormigón por debajo de la cual la reacción desaparece o deja de causar daños se sitúa en torno al 80% (Vivian 1981, Stark 1991, Poole 1992), aunque los ciclos de secado y humedecimiento pueden empeorar sus efectos nocivos (ICOLD 1991, Prezzi et al. 1997). El humedecimiento con agua fresca tiende a diluir el gel, difundiéndolo a través de la red porosa del hormigón; un posterior secado tiende a aumentar la concentración de álcalis, que puede llegar a ser localmente elevada, desencadenando la reacción (Glasser 1992).

La medida de la alcalinidad viene dada por el contenido en "óxido de sodio equivalente" del cemento, que se expresa de acuerdo con la fórmula siguiente:

$$\%Na_2O_{eq} = \%Na_2O + 0.658\%K_2O \quad (2.2)$$

De acuerdo con el mismo informe, el uso de un cemento Portland con contenidos inferiores al 0.6% de Na_2O equivalente asegura protección frente a la reacción (ICOLD 1991), límite ya reconocido por la comunidad científica desde las primeras manifestaciones del fenómeno (Hanna et al. 1941). Sin embargo, ejecutar el hormigón con un cemento de bajo contenido en áridos puede no prevenir suficientemente la reacción si la obra se ubica en un ambiente alcalino (Alasali et al. 1991, Kawamura y Katsunobu 1996) o si existe aportación de álcalis por parte de los propios áridos (Millet et al. 1985, Gillott 1994, Grattan-Bellew 1994).

La cantidad crítica de sílice es más difícil de determinar, siendo dependiente de diferentes factores: composición mineralógica de los áridos, tamaño y forma de los mismos, organización de la red cristalina... También intervienen fenómenos como la propia deformación del árido, que convierte en reactivas estructuras silíceas de otro modo inertes (Kerrick y Hooton 1992, Monteiro et al. 2001). Se suele hablar de la *susceptibilidad* de un árido dado a la expansión química, ya que esta sólo se produce en combinación con otros factores tal y como se mencionó anteriormente. Es posible medir la susceptibilidad del árido por sí solo por varios

sistemas: análisis petrográfico (ASTM C295), método del cilindro de roca (ASTM C586) o métodos químicos (ASTM C289, UNE 146507-1:1999 EX).

También se puede estudiar la susceptibilidad a la expansión de combinaciones de cemento y árido, siendo los más importantes los métodos de las barras de mortero (ASTM C227, UNE 146508:1999 EX) y de los prismas de hormigón (ASTM C1263, UNE 146509:1999 EX). Por su parte, la RILEM (RILEM TC 106-AAR 2000b) ha publicado la versión definitiva los métodos TC 106-2 y TC 106-3, consistentes en la medición de la expansión de prismas de hormigón a 20°C y de mortero a 80°C respectivamente, elaborados con los áridos reactivos. El análisis petrográfico de áridos está en preparación a la hora de la redacción de este documento (RILEM TC 106-AAR 2000a).

Además de los factores mencionados, característicos de la RAS, hay mencionar la influencia de la temperatura, que tiene importancia en la medida en la que se trata de una reacción química. De acuerdo con la literatura (Lombardi et al. 1997, Larive 1998) se trata de una reacción con cinética de primer orden que cumple la ley de Arrhenius. Llamando k a la constante cinética de la reacción, se cumplirá

$$k = k_0 \exp(-E_a / RT) \quad (2.3)$$

con una determinada energía de activación E_a , y sus efectos se agravan en ambientes más cálidos (siempre que se disponga de humedad suficiente). Existe sin embargo constancia de casos de expansión como el del recrecimiento de la presa de Scala. Presa de gravedad con forma de arco, de 26 m de altura y 190 m de longitud en coronación, situada en el Lago Bianco, en los Alpes Suizos, construida en 1941, suele manifestar comportamientos expansivos durante el otoño, cuando las temperaturas varían entre 0°C y 10 °C, que se reflejan en un desplazamiento aguas arriba de la clave del arco de entre 0,9 y 1,3 mm / año (Baumann et al. 1998).

Ninguno de los métodos de ensayo propuestos más arriba, ya en la forma mencionada (como norma ASTM) o en diferentes formas en otras normativas, tiene aceptación universal. Esto se pone de manifiesto en la inconsistencia de los resultados entre unos ensayos y otros (Grattan-Bellew 1983): sucede que en ocasiones, áridos que pueden ser calificados como reactivos tras uno de los ensayos mencionados, pueden resultar inocuos de acuerdo con los criterios de los demás. Y lo que es peor: áridos que parecen inactivos tras realizar alguno de los ensayos pueden luego resultar expansivos en obra, sometidos a las condiciones reales (Cavalcanti et al. 1991, Shayan 1992, Grattan-Bellew 1995).

Una desventaja añadida de estos ensayos es el tiempo necesario para obtener resultados, que depende del tiempo que tarda la RAS en desencadenarse en un hormigón. Se hace precisa la utilización de métodos más rápidos para la evaluación (incluso *in situ*) del

potencial reactivo de los áridos, siendo uno de los más empleados recientemente la inmersión de prismas de mortero u hormigón en una solución 1N de NaOH a 80°C (Oberholster y Davies 1986). El ambiente fuertemente alcalino y la elevada temperatura actúan como aceleradores de la reacción, obteniéndose en pocos días expansiones que llegan a alcanzar el orden de 300 veces las que aparecen en muestras idénticas sometidas sencillamente a ambiente húmedo, dependiendo del tipo de árido empleado. (Alasali et al. 1991, Shayan 1992). Este método permite no sólo determinar la potencial reactividad de un árido en un tiempo inferior al requerido por ensayos no acelerados, sino que además la revela en casos en las que dichos ensayos dan resultado negativo (Kerrick y Hooton 1992).

La gran desventaja de los ensayos acelerados frente a los ensayos en condiciones normales es que no permiten estimar un valor coherente de la expansión. Por ejemplo, no siempre tiene sentido extrapolar los valores de deformación obtenidos a altas temperaturas, ya que intervienen otros fenómenos parásitos (reorganización de los hidratos del cemento, pérdidas de agua de hidratación) que pueden enmascarar la expansión (Criaud y Defossé 1995). También se observa que el uso de soluciones de NaOH para acelerar el proceso produce expansiones mayores que las soluciones de NaCl en el caso de hormigones de bajo contenido en álcalis a 38°C; para hormigones fuertemente alcalinos y a la misma temperatura, el NaCl es más efectivo como acelerador. Sin embargo, a 80°C, el NaOH produce expansiones mayores independientemente de la alcalinidad del hormigón. Este fenómeno se debe a la precipitación de sales expansivas de ettringita, que no tiene lugar a altas temperaturas (Shayan 1998).

2.3. Diagnóstico de la RAS

2.3.1. Introducción

Un estudio sistemático de RAS en una presa debe incluir los siguientes elementos (Danay et al. 1993):

1. Estudio de los datos históricos.
2. Predicción de la respuesta estructural por métodos como el MEF.
3. Investigación in - situ y ensayos de campo.
4. Ensayos en laboratorio.
5. Instalación de instrumentación.
6. Carga estructural a escala real y seguimiento de la respuesta de la estructura y la instrumentación.
7. Seguimiento a largo plazo de la respuesta estructural y de la instrumentación.

La predicción de la respuesta estructural del hormigón de presa afectado por RAS, tema del que se ocupa el presente documento y que se desarrollará más adelante, es especialmente compleja debido al gran número de factores concurrentes propios de la reacción. Los métodos habituales de análisis estructural en presas, tanto lineales como no lineales, no ofrecen buenos resultados (Léger et al. 1995). Normalmente dichos métodos pasan por representar el campo de deformaciones de expansión por medio de deformaciones impuestas (Hayward et al. 1991, Cavalcanti et al. 1991, Danay et al. 1993) o gradientes térmicos equivalentes (De Beauchamp 1992, Davie y Tripp 1991, Tanner 1992, Yeh et al. 1993) con diferentes modelos de material. Lo habitual es obtener una representación adecuada del campo de deformaciones con una sobreestimación de las tensiones, sobre todo las de tracción (Léger et al. 1995).

La potencia de los modelos y métodos de cálculo disponibles en la actualidad permite aventurar que no es en el cálculo en sí donde se encuentra la limitación fundamental de las predicciones analíticas; la carencia básica se encuentra en la falta de modelos de expansión por RAS propiamente dichos, que permitan la correlación entre los datos conocidos del material (a través de ensayos de testigos, por ejemplo) y el comportamiento estructural del conjunto (Durand 1996).

El diagnóstico efectivo de RAS en una estructura debe pasar necesariamente por dos fases: el estudio *in situ* de los síntomas y el análisis en laboratorio de muestras representativas.

2.3.2. Observación *in situ*

De acuerdo con Hammersley (1988) y Poole (1992), los signos característicos que pueden indicar la existencia de RAS en una presa tras una inspección visual son los siguientes:

- Fisuración en forma de mapa. En efecto, la RAS es una reacción que se produce en el árido propagándose después al resto de la superficie del hormigón (Johansen et al., 1993), y no un fallo de la interfase como puede suceder en el caso del ataque por sulfatos (Casanova et al. 1996, 1997).
- Movimientos masivos y desplazamientos. Pueden tener lugar grandes desplazamientos, llegando incluso a manifestarse en un aumento de la cota de coronación de la presa o desplazamientos globales de la estructura (Singhal y Nuss 1991) asemejándose en ocasiones a movimientos producidos por presiones laterales de tierras o asentamientos.
- Desconchamientos. Pueden suceder, pero en su mayor parte se encuentran asociados a combinaciones de RAS con otros fenómenos expansivos, como la presencia de materiales arcillosos o ettringita (Johansen et al. 1993, Thaulow et al. 1996), o incluso a la acción del hielo.
- Decoloración de la superficie
- Exudación y depósitos de superficie. Es uno de los signos más característicos de la RAS, pero no deben ser confundidos con los depósitos de carbonato cálcico habituales en los hormigones fracturados. El gel puede presentarse en dos formas: una sustancia blanca y opaca con aspecto de porcelana o bien opalescente y translúcida, siendo esta última la que se suele depositar primero (Berard y Lapierre 1977). En algunos casos, puede ser conveniente la observación con fluorescencia de luz ultravioleta tras el tratamiento con acetato de uranilo para discernirlo de otros productos (Natesaiyer y Hover 1988); otro método de detección *in situ* es la comparación de las manchas producidas por tratamiento con cobalnitrito de sodio y rodamina B (Guthrie y Carey, 1997). Conviene tener en cuenta que existen también situaciones en las que el gel se deposita en fisuras causadas por otros fenómenos sin ser el causante del daño (Palmer 1989).

2.3.3. Ensayos de laboratorio

En general, no es posible achacar a la RAS el deterioro causado a una presa sin pasar por la fase de laboratorio. Existen otros fenómenos no químicos (gradientes térmicos, ciclos de humedad y secado) que pueden producir en ocasiones síntomas similares, que sólo pueden ser descartados como causa de degradación tras el pertinente estudio de laboratorio (Palmer 1989, Shayan 1989).

Una vez identificada la probabilidad de suceso de RAS por esta observación visual, se procede al muestreo de la estructura y a la obtención de testigos. Las recomendaciones de la norma española (AENOR 1984) indican que el diámetro del testigo no debe ser inferior a 7 cm ni a 3 veces el tamaño máximo de árido de la estructura estudiada para alcanzar suficiente representatividad. Es de señalar que algunos autores (Courtier 1990) cuestionan la efectividad del estudio de la RAS a través de testigos, dada la anisotropía inherente a los mismos y la posibilidad de que la relajación de las coacciones en hormigones parcialmente dañados induzca expansiones parásitas no relacionadas con la reacción en sí; hay que concentrar, por lo tanto, los estudios mecánicos sobre testigos la integridad de cuyo material dé lugar a pocas dudas. Se debe tender, además, al uso de testigos del mayor tamaño posible (Zhang et al. 1999), ya que en muestras de escasa superficie específica, los geles expansivos son exudados en vez de contribuir al incremento de volumen de la muestra.

Los ensayos de laboratorio practicables son los siguientes:

- Análisis petrográfico.
- Determinación del contenido en álcalis. Al margen de los álcalis del cemento, es posible que el propio contenido en álcalis de los áridos contribuya también a intensificar la reacción, en el caso de presencia de ciertos minerales raros como la dawsonita (Gillott y Rogers 1994) o incluso, en ocasiones, en otros más comunes, como gneis y esquistos deteriorados (Millet et al. 1985) o calizas con cuarzo microcristalino (Grattan-Bellew 1994).
- Ensayos mecánicos. Las resistencias a compresión y tracción y el módulo de deformación longitudinal se ven afectados por la RAS, como se detallará más adelante en un apartado al efecto, referente al comportamiento mecánico del hormigón.
- Expansión. El ensayo de expansión libre, consistente en medir la deformación de los testigos libres de carga, en ambiente saturado y a temperatura controlada, permite conocer la probabilidad de las evoluciones posteriores de la RAS. El procedimiento habitual consiste en la adhesión de puntos de extensometría mecánica a lo largo de diferentes generatrices de los cilindros extraídos, o la medición de la deformación del eje con un comparador (Hammersley 1988, Larive 1998).

2.4. Casuística de obras afectadas por RAS

2.4.1. Planta de Beauharnois (Canadá)

La planta de Beauharnois (Québec) consta, enumerando de margen derecha a margen izquierda, de una presa de gravedad de 120 m de luz, una planta generadora compuesta por 37 unidades con un total de 834 m, una torre de toma, un aliviadero y una presa de gravedad de 84 m, cuya construcción tuvo lugar en tres fases entre 1928 y 1961 (Gocevski 1995). La altura máxima del complejo es de 21 m. La RAS se ha manifestado en forma de expansión generalizada en todo el complejo, debida al uso de una arenisca cuarcítica con matriz silícea que en ensayos previos de acuerdo con la ASTM C227 fue catalogada como no expansiva (Bérard y Lapierre 1977).

La velocidad media de deformación de la estructura se sitúa entre 1 y 11 $\mu\epsilon$ / año, produciendo cierres de las juntas de expansión, fisuración, distorsión de las instalaciones mecánicas, obstrucción de compuertas y filtraciones ocasionales. En la actualidad, no se tiene por un problema grave, dada la lentitud del fenómeno (que, a pesar de todo, persiste). Las medidas de reparación más importantes fueron las liberaciones de tensiones por corte realizadas entre 1972 y 1975.

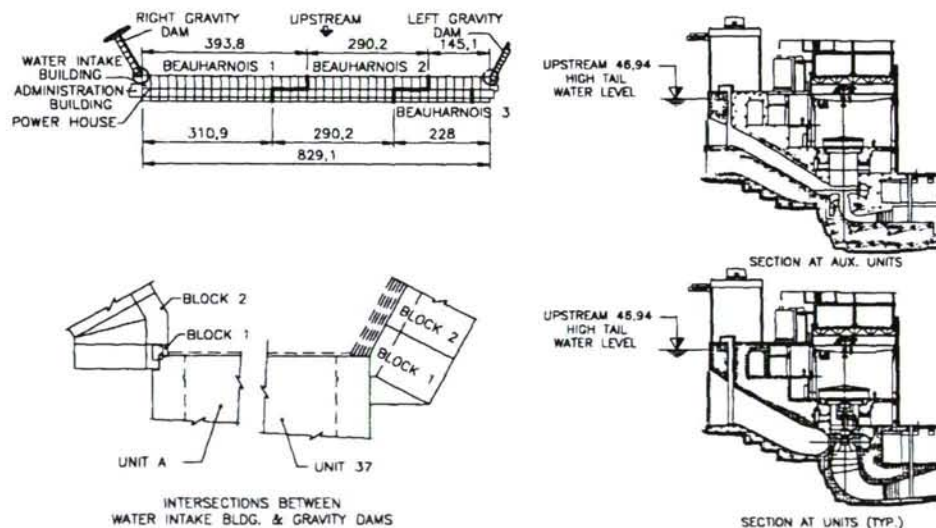


Figura 2.2.- Esquema de la planta de Beauharnois (Gocevski 1995)

Actualmente se realiza el seguimiento de la presa utilizando, además de la instrumentación original y de la dispuesta en 1972 antes de los trabajos de corte, extensómetros colocados por inclusión, dentro de carcassas cilíndricas que se alojan en huecos perforados en la estructura (Ballivy et al. 1990). Las medidas se cotejan con un modelo de cálculo tridimensional que postula comportamiento elástico lineal del hormigón y simula la expansión mediante gradientes térmicos uniformes.

2.4.2. Presa de Chambon (Francia)

Construida en 1935, es una presa de gravedad de 137 metros de altura, rectilínea en dos tercios de su longitud y curva en el tercio restante, que además comporta el aliviadero de superficie; el gneis fue el árido empleado en su construcción. La magnitud y extensión del fenómeno en esta presa ha interesado a numerosos investigadores, de lo que da idea la abundante literatura disponible (Millet et al. 1985, De Beauchamp y Goguel 1992, Goguel et al. 1994, De Beauchamp 1994, De Beauchamp 1995). Los desplazamientos empezaron a constatar en 1950, y a partir de 1952 empezó a instalarse un dispositivo de auscultación cada vez más completo y elaborado. Las medidas más significativas consisten en un ascenso de la coronación de entre 2,6 y 4 mm / año; desplazamiento aguas abajo del estribo derecho de entre 0,6 y 0,7 mm / año, y hacia la margen derecha de 0,3 mm / año; y desplazamiento aguas arriba de la clave de la zona curva de 3.3 mm / año. En general, se puede hablar de velocidades de deformación de entre 10 y 80 $\mu\epsilon$ / año, según la zona de la presa. Las tensiones inducidas por la expansión se estimaron en 1991 por el método de células CSIRO, arrojando valores de entre 2 y 4 MPa (De Beauchamp 1994).

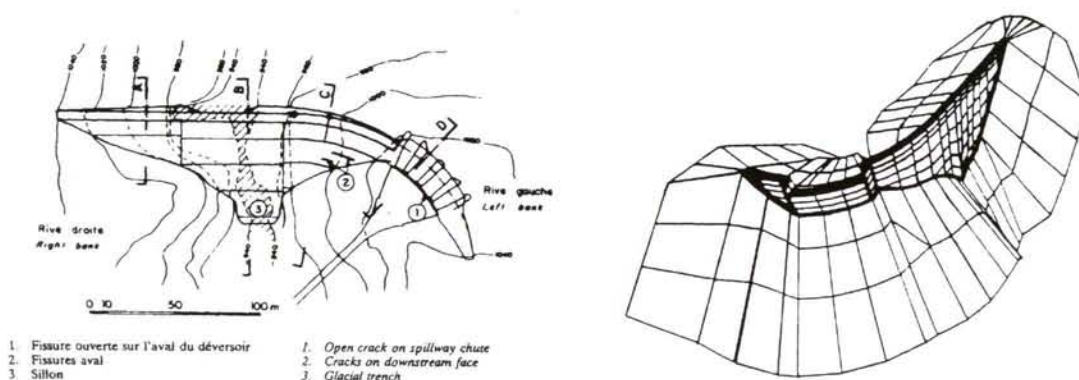


Figura 2.3.- Planta de la presa de Chambon y modelo de elementos finitos (Millet 1985)

El deterioro lleva a un aumento progresivo de la fisuración y de las percolaciones a través de la presa, pero no parecían poner en peligro su estabilidad hasta 1991, fecha en la que se decidió construir un nuevo aliviadero, instalar una impermeabilización, inyectar las fisuras y cortar juntas de relajación de tensiones; estas obras tuvieron lugar entre 1995 y 1997 (De Beauchamp y Bourdarot 1998). Los trabajos de reparación llevados a cabo hasta entonces consistieron en el mantenimiento y extensión de la red de drenaje para evitar una infiltración excesiva (Bister et al. 1991).

Para el seguimiento de los trabajos de reparación, se realizó un modelo de elementos finitos, suponiendo comportamiento no lineal del hormigón e introduciendo las expansiones como campos de temperatura isótopos modulados por zonas.

2.4.3. Presa de Fontana (EE.UU.)

La presa de Fontana es una presa de gravedad de 146 m de altura, construida sobre el Pequeño Tennessee, Carolina del Norte, entre 1942 y 1945. Aunque desde 1949 se observó fisuración en mapa en los parapetos, no se presentaron problemas serios hasta 1972, fecha en la que apareció una gran fisura en los muros de la galería de drenaje de cimentación, en la porción curva de la presa (Abrahams 1979, Wagner y Newell 1995, Newell y Wagner 1995). Aunque en un primer momento se supuso que los daños se debían a la evolución térmica del hormigón (puesto en obra con enfriamiento), la evolución posterior de las fisuras revela que el deterioro se debe a la expansión del mismo.

Más de 400 instrumentos de medida se colocaron en el momento de construcción, incluyendo medidores de juntas, extensómetros, termómetros resistivos, células de presión intersticial, péndulos y bases de nivelación, a los que con posterioridad han sido añadidos aparatos específicos para medición de las expansiones. Hasta 1993, la clave de la zona curva se había desplazado 406 mm aguas arriba, siendo la velocidad media de los últimos años del orden de los 15 mm.

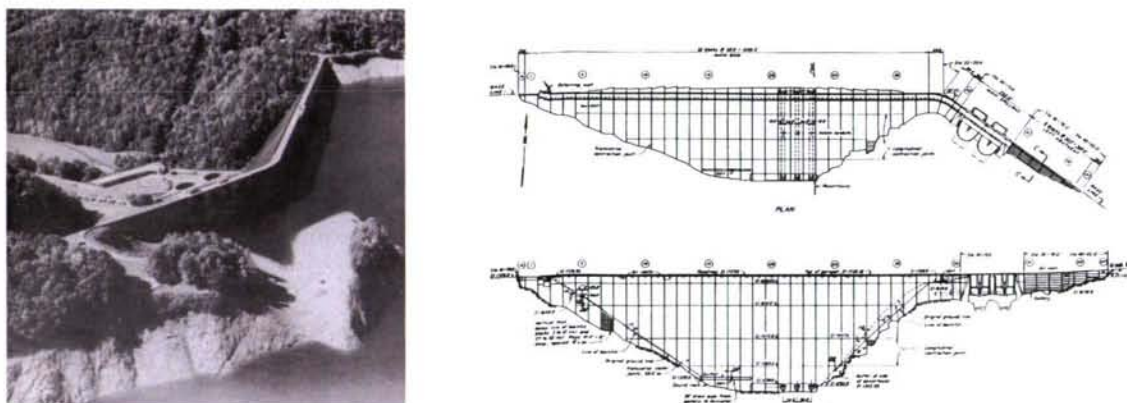


Figura 2.4.- Foto aérea y plano de la presa de Fontana (Wagner y Newell 1995, Grenoble 1995)

El modelo de elementos finitos desarrollado para la presa se basa en la representación de las expansiones de RAS mediante expansiones térmicas mediante un acercamiento sistemático, empleando 7 casos básicos de carga diferentes, uniformes, lineales y bilineales, según las zonas, cuyos pesos de combinación se calibraron a partir de desplazamientos medidos de la presa (Yeh et al. 1993). Aunque en general se obtienen buenas correlaciones, en ciertas magnitudes sigue habiendo relaciones de 3 ó 4 entre medidas y cálculos (Léger et al. 1995).

2.4.4. Presa de Hiwassee (EE.UU.)

La construcción del proyecto Hiwassee tuvo lugar entre 1936 y 1940. Es una presa de gravedad de 94 m de altura, situada sobre el río del mismo nombre, en Carolina del Norte (Wagner y Newell 1995, Newell y Wagner 1995). El árido, una cuarcita micácea, combinado con un cemento con excesivo contenido en álcalis ha dado lugar a RAS, que se ha manifestado en fisuración en el aliviadero, en la galería superior y en la de drenaje, además de flexiones en el aliviadero y cierres de juntas. Las medidas de reparación adoptadas más importantes fueron el postensado de algunas secciones próximas a los estribos en 1992, varias relajaciones de tensión por corte entre 1993 y 1994.

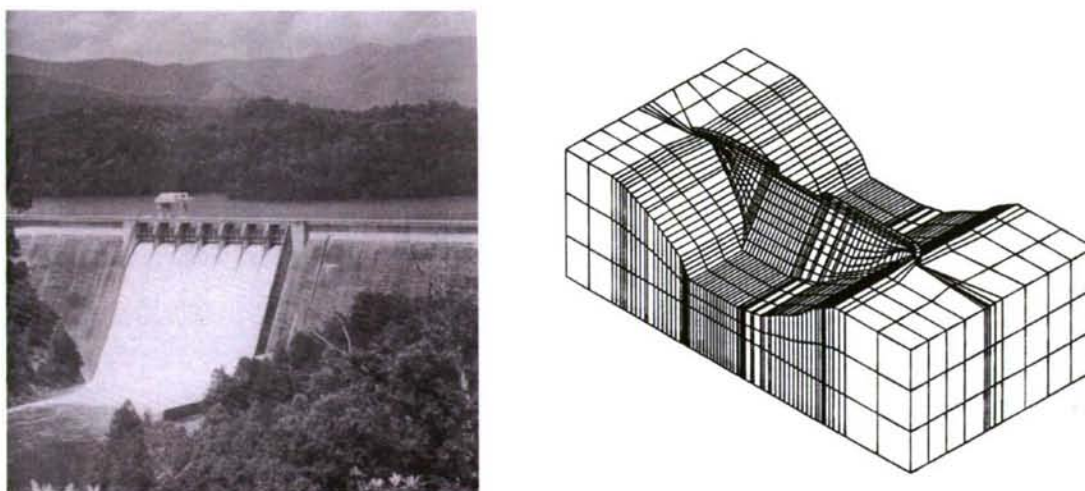


Figura 2.5.- Foto y modelo de elementos finitos de la presa de Hiwassee (Wagner y Newell 1995, Grenoble 1995)

La instrumentación original de la presa consta de extensómetros, piezómetros, termómetros resistivos, medidores de juntas, plomadas, células de presión para subsidencia y presión intersticial, y bases de nivelación. La instrumentación añadida a lo largo del tiempo incluye extensómetros correctores, clinómetros y péndulos. El seguimiento de los desplazamientos de la presa se complementa con un modelo de tridimensional de elementos finitos (Tanner 1992, Grenoble et al. 1995). Las hipótesis adoptadas comprenden comportamiento elástico lineal del hormigón, y distribución de las expansiones proporcional a las temperatura media anual de cada zona. El efecto de la compresión de confinamiento se simuló reduciendo el coeficiente de expansión térmica en la dirección longitudinal de la presa. Aunque representa adecuadamente el comportamiento de la presa en cuanto a deformaciones para acciones puntuales (e. g. relajación de tensiones por corte), el modelo presenta fallos en la predicción de tensiones (sobre todo en las zonas en las que las compresiones son elevadas y la fluencia entra en juego), y en las predicciones a largo plazo.

2.4.5. Planta Generadora de Mactaquac (Canadá)

La planta de Mactaquac da servicio a la presa del mismo nombre, del tipo materiales sueltos y situada sobre el río St. John, en el estado de New Brunswick. Su construcción comenzó en 1968 y se realizó en tres fases, concluidas respectivamente en 1968, 1972 y 1980. Los primeros problemas se detectaron a mediados de los 70, primero en forma de apertura de juntas en el forjado de la planta y después de filtraciones a través de las juntas del aliviadero (Hayward et al. 1988, Hayward et al. 1991, Thompson et al. 1994). Al no observarse síntomas característicos, no se consideró a la RAS como causa del deterioro hasta 1985, por eliminación de otras posibles causas; las grauvacas empleadas para ejecutar el hormigón habían consideradas como no potencialmente expansivas tras los exámenes químicos y petrográficos pertinentes.

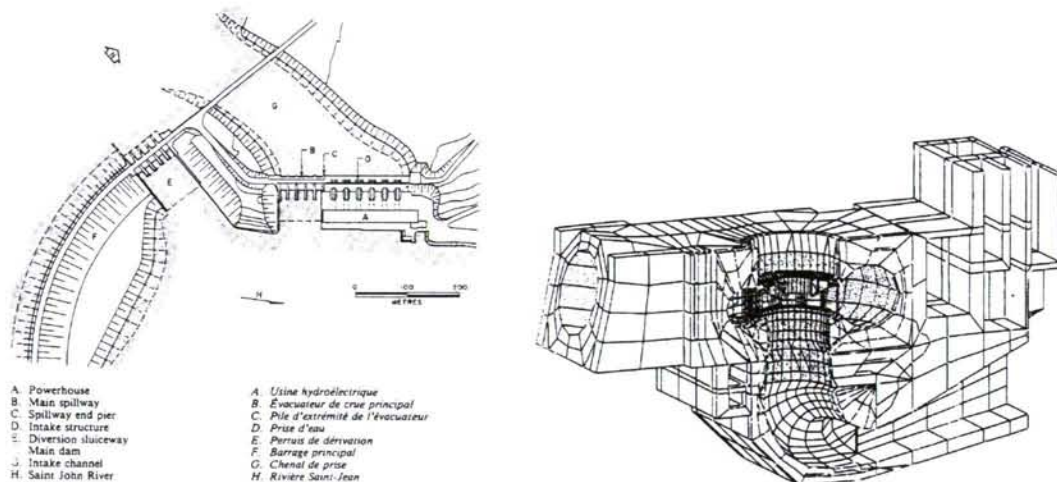


Figura 2.6.- Plano de la planta de Mactaquac y modelo de elementos finitos de una unidad de generación (Hayward 1988, Curtis 1995)

Las deformaciones medidas desde el comienzo de la detección de la expansión, fecha en la cual se puso en marcha un sistema de instrumentación específico, se sitúan entre las 50 y 150 $\mu\epsilon$ / año. Las tareas de reparación más importantes emprendidas constan de programas de liberación de tensiones por corte y consolidación por anclaje, fundamentalmente en la torre de toma, el aliviadero y las esclusas (Thompson et al. 1995).

El seguimiento de las deformaciones se contrasta con los resultados de un modelo de elementos finitos (Curtis 1995). Dicho modelo incluye la coacción de las expansiones creciente con el logaritmo de la compresión (Wittke 1990, Charlwood et al. 1992) además de la influencia de la temperatura y la humedad, y representación de la fluencia mediante el método del módulo efectivo, ofreciendo buenas predicciones en comparación con los desplazamientos observados tras las liberaciones de tensiones.

2.4.6. Presa de Maentwrog (Reino Unido)

La presa de Maentwrog, un arco de gravedad de 34 m de altura construido en 1928, es la más grande del complejo hidroeléctrico del mismo nombre, situado en el norte de Gales. Los primeros problemas relacionados con la RAS se manifestaron en 1938 en forma de filtraciones, aunque no se realizaron estudios específicos hasta 1986 (Davie y Tripp 1991). En tiempo de construcción no había conciencia de la existencia de la reacción, por lo que no se realizaron estudios de susceptibilidad sobre las grauvacas empleadas para ejecutar el hormigón.

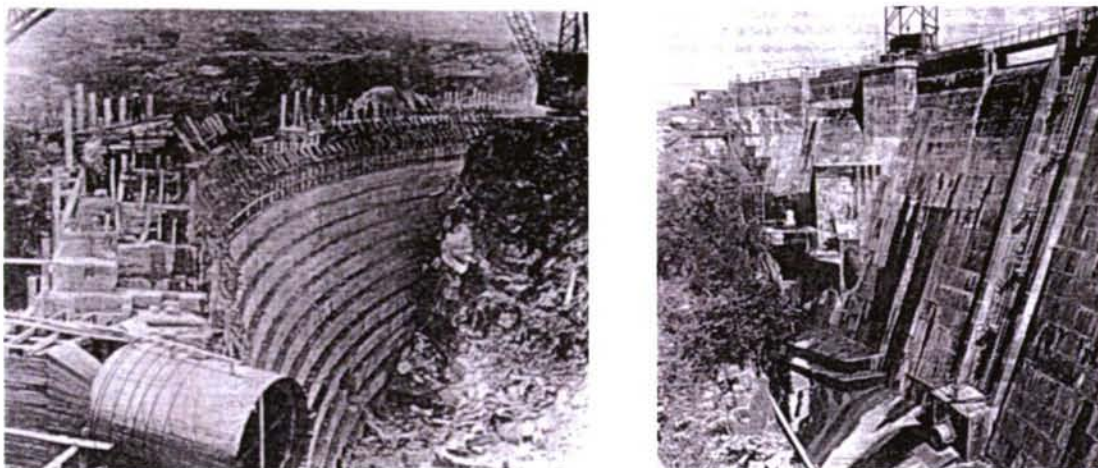


Figura 2.7.- Vistas de la presa de Maentwrog en construcción en 1928 y del estribo derecho en la actualidad (Davie y Tripp 1991)

Los desplazamientos de la presa no se han medido con intensidad hasta 1986, fecha en la que se colocaron 16 bases de nivelación y 23 blancos que permiten medir los desplazamientos en el plano. Mientras que no se observa ningún desplazamiento horizontal permanente, la coronación de la presa se eleva entre 1 y 1,5 mm al año.

Se ha realizado un seguimiento de la presa por elementos finitos, que en una primera fase presuponía comportamiento elástico lineal del hormigón (salvo por la inclusión de un criterio de fractura de tipo Drucker-Prager). Al modelizar las deformaciones por RAS como campos térmicos, se observó que las tensiones resultantes debidas a la expansión eran dominantes sobre los demás casos de carga, y se decidió realizar un análisis no lineal, que predice adecuadamente la anchura de fisuras y ha revelado existe un pequeño margen de expansión antes de que la presa llegue al final de su vida útil.

2.4.7. Central de Moxotó (Brasil)

Localizado en el nordeste de Brasil, el complejo de Moxotó consiste en una presa de materiales con dos estructuras de hormigón: el aliviadero y la planta de generación, que está combinada con la torre de toma, de 55 m de altura (Cavalcanti et al. 1991, Silveira et al. 1995). Fue construido entre 1972 y 1977. Las primeras manifestaciones de RAS aparecieron en forma de fisuración en 1980, en algunos de los elementos más delgados de las estructuras, y ha terminado por desnivelar y provocar el mal funcionamiento del equipo electromecánico. Se supone que el motivo fundamental causante de la reacción fue el uso de áridos graníticos alcalinos y gneis con alto contenido en biotita, que dieron resultado negativo en los ensayos ASTM C227 y ASTM C289 y por lo tanto fueron considerados adecuados para su uso en hormigón.

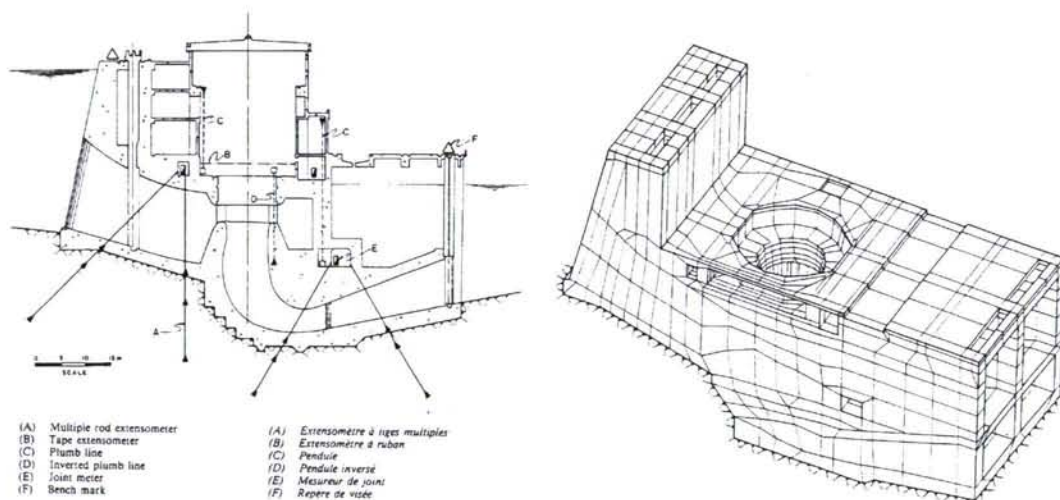


Figura 2.8.- Esquema de la instrumentación y modelo de elementos finitos de la planta de Moxotó (Cavalcanti et al. 1991)

Tras un seguimiento exhaustivo por medio de extensómetros de varillas, extensómetros de cinta, péndulos directos, péndulos invertidos y medidores de juntas (todos ellos instalados al efecto; la única instrumentación colocada en obra fueron los piezómetros de cimentación), se registró una deformación media de $68 \mu\epsilon$ / año entre 1984 y 1990.

La medida de reparación adoptada fue la relajación de tensiones creando juntas de contracción por corte directo. Para ello, se realizó una predicción de los desplazamientos de la presa tras el corte de las nuevas juntas, con un modelo elástico lineal, y la introducción de las expansiones de RAS como deformaciones impuestas.

2.4.8. Planta Generadora de Saunders (Canadá)

La Presa de Saunders está situada en el río San Lorenzo, en Ontario, Canadá; es el lado canadiense de una planta de generación de 47 m de altura máxima. Se construyó entre 1955 y 1959 con un árido que, a pesar ser básicamente calizo, contenía partículas de cuarzo microcristalino. Aunque los exámenes de reactividad potencial dieron resultado negativo, la presa empezó a mostrar un comportamiento anormal en 1972 en forma de ovalizaciones de las torres de las turbinas y desplazamientos relativos (cierres) en las juntas de construcción, siendo estos últimos los responsables del incremento de las compresiones en la estructura. En 1991 fue diagnosticada la presencia de expansiones por RAS (Danay et al. 1993, Grattan-Bellew 1995).

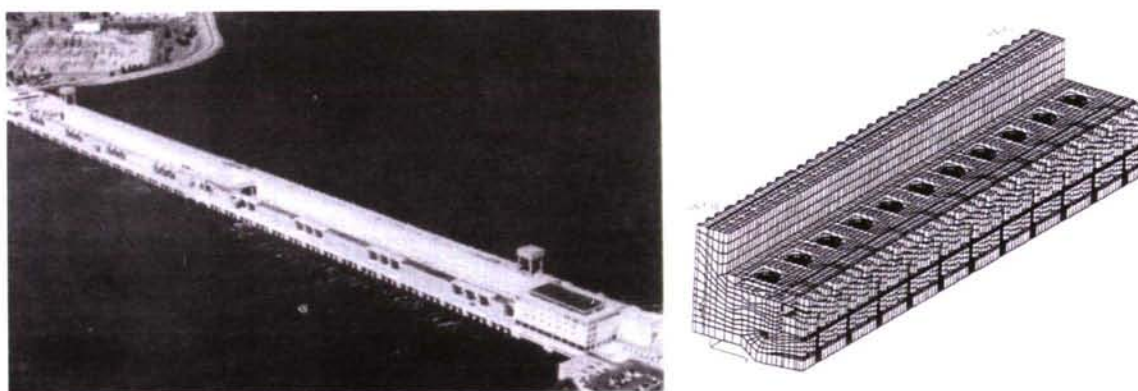


Figura 2.9.- Foto aérea de la estación de Saunders y modelo de elementos finitos de un conjunto de unidades de generación (Ho 1995, Adeghe et al. 1995)

El seguimiento de las deformaciones se realiza de forma exhaustiva en una de las unidades de generación de la planta, en la que se instalaron diecinueve extensómetros, tres péndulos, cuatro micrómetros deslizantes, treinta y dos galgas de fisura, treinta y dos termopares, ocho galgas de proximidad para medir la holgura entre elementos de las turbinas, tres Trivecs, tres transductores de presión, dos extensómetros de varillas y un clinómetro; también hay instrumentación en el resto de la estructura, pero con menor densidad. Las velocidades de deformación medias registradas son de $41 \mu\epsilon$ / año en sentido vertical, $33 \mu\epsilon$ / año en sentido transversal y $26 \mu\epsilon$ / año en sentido longitudinal.

Se han llevado a cabo dos análisis por elementos finitos de la presa. El primero (Danay et al. 1993) empleaba un modelo elástico lineal implementando las expansiones como deformaciones impuestas. El segundo modelo, más sofisticado (Adeghe et al. 1995), incluye un modelo de fluencia logarítmico sencillo, y representa la coacción de las expansiones por la presión de acuerdo con la expresión semilogarítmica aplicada por Charlwood et al. (1992) en la presa de Macquatac, suponiendo reducción de las expansiones a partir de los 0,2 MPa, inhibición a los 7,5 MPa, y velocidad de expansión libre de $125 \mu\epsilon$ / año.

2.4.9. Presa de Rapide-des-Iles (Canadá)

El complejo hidroeléctrico de Rapide-des-Iles está situado sobre el río Témiscamingue, en Quebec (Canadá), a unos 15 km de la población de Angliers. Inaugurado en dos fases, en 1967 y 1973, está constituido por una presa principal, la central de generación, tres diques (dos de escollera y uno de tierra) y un aliviadero de crecidas ubicado a 1,6 km de la presa (Côté 1995, Major y Allen 2000). El árido empleado en su construcción se obtuvo del machaqueo de las grauvacas extraídas durante los trabajos de excavación. Los primeros problemas de expansión se detectaron entre 1973 y 1974, manifestándose en forma de ovalizaciones de los estatores producidas por intensas deformaciones en sus soportes.

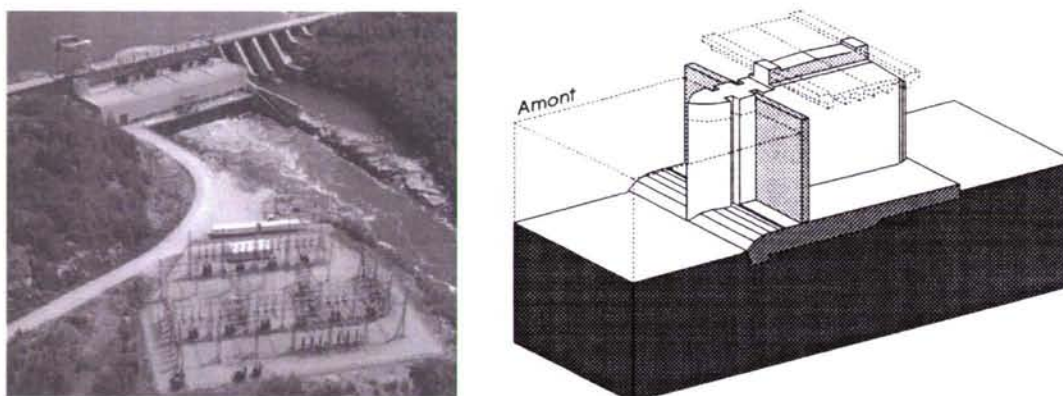


Figura 2.10.- Vista aérea de la presa de Rapide-des-Iles (Major y Allen 2000) y perspectiva del aliviadero analizado (Côté 1995; "amont" significa "aguas arriba")

Desde 1968, se han medido velocidades de desplazamiento en sentido aguas arriba del orden de los 2 mm / año en coronación, medidos por nivelación. Otros movimientos importantes se producen en vertical, con velocidades de deformación de hasta de $44 \mu\epsilon$ / año, y las mencionadas ovalizaciones, que obligan a realizar paradas de mantenimiento de 2 meses cada 3 ó 4 años (Hydro-Québec 1988).

En 1995 se realizaron una serie de análisis por elementos finitos del aliviadero de crecidas (Côté 1995), tanto lineales, como no lineales empleando una versión simplificada del modelo CTHR (Mounzer 1993, ver apartado 4.2.3 más adelante) que asignaba una reducción del potencial expansivo por zonas, dependiendo de las condiciones de humedad, tensión, temperatura y evolución la reducción se implantaba en el modelo por la vía más común, es decir, modificando el coeficiente de expansión térmica equivalente de los elementos en cada dirección en función de las condiciones de estudio. El análisis no lineal considera además fisuración al alcanzar tensiones de tracción de 3 MPa. Se llegó a la conclusión de que, como es habitual, el análisis lineal sobreestima fuertemente las tracciones, reproduciendo bien los desplazamientos.

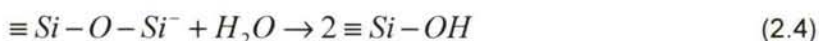
3. Química de la reacción álcali - silicato

3.1. Principio de la reacción

La química de la RAS es difícil de precisar en detalle. Aunque la aproximación esencial al proceso químico fue propuesta por Powers y Steinour en 1955, los diferentes equilibrios químicos posibles son muy numerosos, dependiendo entre otros factores del pH de la solución de los poros y las especies iónicas presentes en los mismos.

La estructura cristalina de los tectosilicatos consiste en la repetición de una estructura básica en una red tridimensional: el tetraedro de silicio. Dicha estructura consta de un catión tetravalente de silicio que se sitúa en el centro del tetraedro, rodeada por cuatro átomos de oxígeno ubicados en los vértices. En el caso del cuarzo (SiO_2), los tetraedros de silicio están unidos en sus vértices por átomos de oxígeno, cada uno de los cuales está ligado a dos átomos de silicio (puentes de siloxano). Se alcanza así un estado electrostáticamente neutro. La composición de la sílice amorfa es similar, pero la red cristalina tridimensional está desordenada.

En la superficie no llega a desarrollarse un tetraedro completo, generándose un desequilibrio de cargas (Carman 1940), permitiendo su interacción química con el medio acuoso circundante. En el caso de la sílice amorfa, la ausencia de un orden cristalino se traduce en una mayor superficie específica, favoreciendo la rotura de los puentes de siloxano para formar enlaces de silanol (ver figura 2.11B): es la reacción conocida como despolimerización de la sílice (Dent Glasser y Kataoka 1981)



La superficie así resultante es ligeramente ácida, lo que favorece su ataque por los álcalis presentes en suspensión y que provienen del cemento o incluso de los propios áridos (Gillott y Rogers 1994). Suponiendo que el componente alcalino estuviera compuesto exclusivamente por hidróxido de sodio, se daría lugar a la sustitución del catión hidrógeno H^+ del silanol por un catión sodio Na^+ :



Este producto de reacción es el gel característico de la RAS (ver figura 2.11A). Además, la formación del gel da pie a una nueva reacción destructiva del hormigón. Si sigue existiendo un exceso de álcalis en solución, pueden atacar al gel recién formado, rompiendo los enlaces internos entre silicio y oxígeno, y disolviendo la sílice. Haciendo un balance medio de los componentes habituales de la reacción, se puede escribir (Sellier et al. 1995)

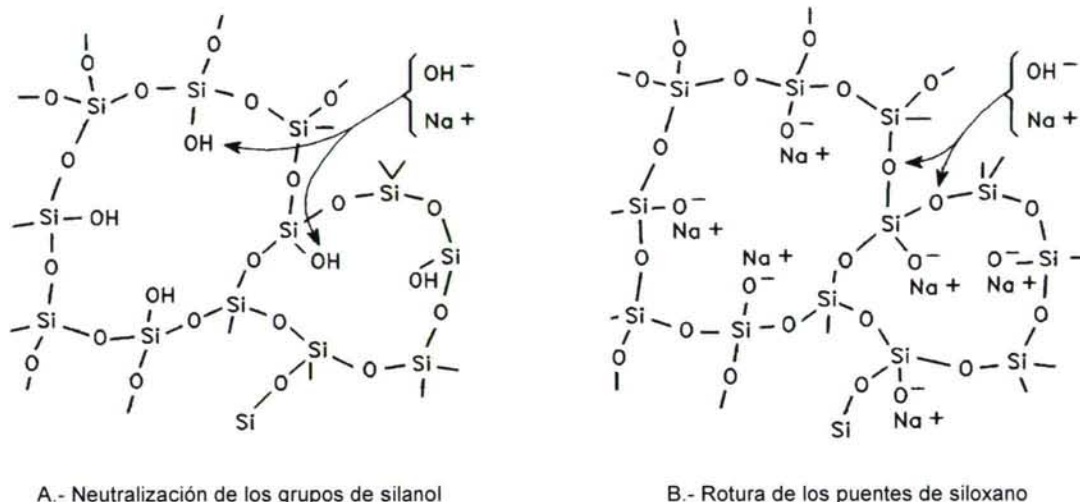
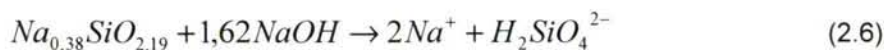
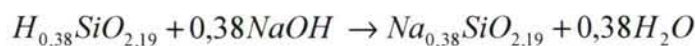


Figura 2.11.- Modelo químico de la RAS (Dent Glasser y Kataoka 1981)

Los iones disueltos se difunden con la solución acuosa de los poros del hormigón a través de los microhuecos, poros y fisuras (Dron y Brivot 1992), pudiendo dar lugar a diversos productos (geles, precipitados e incluso cristales). Dependiendo de la ubicación, de la concentración de componentes, condiciones térmicas y de la cantidad de agua disponible, el gel resultante ejerce una presión en la matriz cementicia del esqueleto granular del hormigón. Existen diversas explicaciones para el origen de esta presión: absorción de agua (Dent Glasser y Kataoka 1981, Glasser 1992), presión osmótica (Diamond 1989, Helmuth y Stark 1992) o repulsión eléctrica en una doble capa difusa (Prezzi et al. 1997).

3.2. Influencia del hidróxido de calcio

El modelo de reacción propuesto en el apartado anterior es válido para estudiar el efecto de los cationes K^+ y Na^+ , pero se complica en presencia del hidróxido de calcio o portlandita, $Ca(OH)_2$, que es una de las especies químicas del hormigón. En principio, si existe suficiente calcio en disolución, puede combinarse con el gel para dar lugar a geles de C-S-H, con efecto parecido a la reacción puzolánica (Bažant y Steffens 2000), rigidizando e inactivando químicamente el material.

En efecto, esta teoría, conocida como la hipótesis de Powers y Steinour (1955b), permitiría identificar los geles de RAS "inofensivos", que serían geles de $Na_2O-CaO-SiO_2-H_2O$ no expansivos producto de una reacción de disolución de la sílice en soluciones porosas de alta relación CaO / SiO_2 . De hecho, la RAS consumiría progresivamente los álcalis de la

solución de los poros, reduciendo su concentración y aumentando la del calcio, hasta que ésta última fuera suficiente para empezar a producir gel no expansivo. Esta teoría explica además el efecto de adiciones de alto contenido en sílice activa, como las cenizas volantes o el humo de sílice, que fijarían los álcalis muy rápidamente hasta un nivel suficientemente bajo para dar paso a la formación del gel no expansivo rico en calcio. El umbral de concentración de álcalis por debajo del cual la reacción puede ser considerada segura fue estimado en torno al ya mencionado 0,6% de Na_2O equivalente, más o menos 0,4M NaOH con relación agua / cemento igual a 0,5. La aplicación de la teoría de la doble capa difusa (Prezzi et al. 1997), por otra parte, prevé una mayor capacidad expansiva en geles con menor relación $\text{CaO}/\text{Na}_2\text{O}_{\text{eq}}$, reforzando la hipótesis de Powers y Steinour (Monteiro et al. 1997). Otros resultados parecen indicar que la magnitud de la expansión es independiente del contenido en portlandita del mortero (Kawamura y Takeuchi 1996).

Sin embargo, experimentos posteriores (Chatterji 1989, Wang y Gillott 1991, Lombardi et al. 1997) revelan que el hidróxido de calcio puede ser un elemento necesario y agravante en la producción de gel expansivo; de hecho, en algunos casos, la ausencia de $\text{Ca}(\text{OH})_2$ está directamente relacionada con la aparición de geles no dañinos (Chatterji 1979). Wang y Gillott explican este efecto sin salirse de la hipótesis de Powers y Steinour, argumentando que el hidróxido de calcio es una fuente de aniones hidroxilo que favorecen la disolución de la sílice, mientras sustituyen parcialmente en el gel a los cationes alcalinos, manteniendo un pH alto en la disolución y permitiendo la reacción en el resto del árido.

Chatterji proporciona una explicación alternativa (Chatterji et al. 1986), otorgando un papel fundamental al hidróxido de calcio en la reacción expansiva. De acuerdo con su teoría, para producir un gel expansivo, es necesaria una fuente de hidroxilo y una fuente de álcalis (que no tienen por qué ser necesariamente de hidróxidos alcalinos; bastaría con portlandita como fuente de OH^- y sal común como fuente de Na^+). El hidroxilo disuelve los puentes de siloxano de acuerdo con el esquema



lo que deja abiertas las partículas reactivas con vistas a ataques posteriores. Por otra parte, una concentración elevada de Ca^{2+} impide la difusión de la sílice así disuelta, que se va acumulando y dando lugar al gel expansivo en combinación con los álcalis. Esta explicación parece funcionar bien para explicar los resultados de ensayos del propio autor, realizados en ambientes con fuerte relación álcali / sílice (Chatterji 1979), pero no los de Wang y Gillott, realizados con baja relación álcali / sílice, y que se acomodan mejor a la hipótesis de Powers y Steinour (Helmuth y Stark 1992).

3.3. Composición de los geles de álcali-silicato

Los productos de reacción observados en las estructuras de hormigón alteradas por reacciones aparecen en forma de geles y cristales. Se caracterizan por los siguientes rasgos (Regourd-Moranville 1989):

1. localización en torno a los áridos en fisuras y poros de la pasta de cemento, en venas o planos de hendidura en el interior de los áridos y como exudación superficial del hormigón;
2. microestructura de gel masivo o esponjoso y cristales en pétalo de rosa o laminares;
3. composición elemental con contenido en álcalis, silicio, calcio y elementos minoritarios como aluminio o hierro;
4. coexistencia con productos secundarios como ettringita o carbonatos.

Los primeros análisis sobre geles recogidos en un hormigón fisurado fueron realizados por Knudsen y Thaulow (1975) por medio de difracción de rayos X. Los resultados coincidieron con los de Kalousek, quien en 1944 había sintetizado los geles en el laboratorio. Observaron además que la composición del gel se hace más rica en sílice cuanto más cerca se sitúa de los áridos, mientras que geles más próximos a la pasta de cemento tienen mayores concentraciones de calcio. En general, se pueden ubicar composiciones de gel con proporciones de SiO_2 de entre 28 y 86%, CaO de 0,1 a 60%, K_2O de 0,4 a 19% y Na_2O de 0 a 20% (Lombardi et al. 1996).

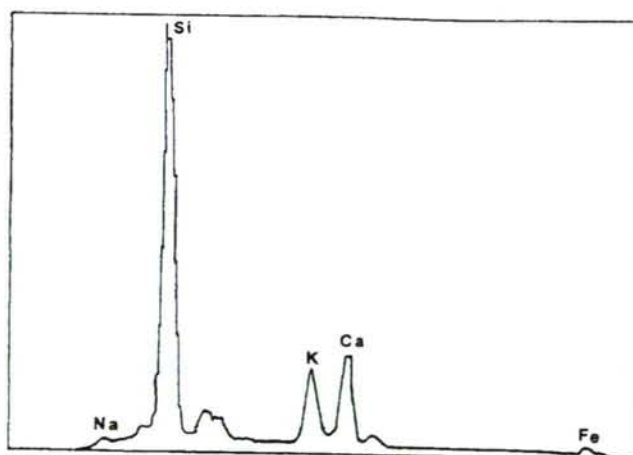


Figura 2.12.- Ejemplo de espectro de EPMA de un gel de RAS (Grattan-Bellew 1995)

Los métodos habituales de análisis incluyen (Gillott 1995): la difracción de rayos X (XRD), la microscopía electrónica de barrido (SEM), el análisis de dispersión de energía de rayos X (EDXA), el microanálisis electrónico (EPMA) y la espectroscopía infrarroja. En la tabla

que figura a continuación se recoge una serie de resultados-tipo de análisis químicos cuantitativos de geles de RAS.

Referencia	Aspecto	Árido	% SiO ₂	% CaO	% Na ₂ O	% K ₂ O
Knudsen y Thaulow 1975	Gel en fisuras de hormigón		55,3	17,9		4,1
Bérard y Lapierre 1977	Gel translúcido (testigos de varias estructuras)	Arenisca	46 - 57	14 -27	1,2 - 3,4	4,1 - 9,3
Bérubé y Fournier 1986	Varios orígenes	Varios	56-86	1-28	0,4-20	2-8
Davies y Oberholster 1986	Gel en estructura de hormigón	Cuarcita	73	15	1,8	9,6
	Id.	Grauvaca	72	16	1,8	9
Durand y Bernard 1987	Gel en venas en árido	Caliza silícea	51	12	6	8
Davies y Oberholster 1988	Gel masivo exudado en hormigón	Metasedimentos con cuarzo	49,4	28,2	22,5	
	Gel esponjoso exudado en mortero	Id.	18,5	20,8	56,6	4,1
	Gel masivo en fisura en mortero	Id.	61,7	16,3	17,7	1,2
	Gel masivo en fisura en hormigón	Id.	63,3	12,9		23,8
Katayama y Futagawa 1989	Gel en huecos en hormigón	Varios	50	20	5	11
Thaulow et al. 1996	Gel en fisuras de la pasta	Milonitas	24,45	7,54	2,64	3,93
	Gel en poros	Id.	21,72	12,3	2,49	4,41
	Gel cristalizado	Id.	26,06	5,66	4,66	1,63
Prezzi et al. 1998	Gel en probetas curadas con NaOH	Cuarcita	67,95	23,90	3,57	1,55
	Id. con KOH	Id.	55,96	34,5	4,1	0,92

Tabla 2.1.- Composición tipo de geles expansivos

3.4. Interacción con la presión exterior

Uno de los aspectos más importantes de la cinética de la RAS por su influencia en el siguiente estudio es la inhibición de la expansión por aplicación de presiones exteriores. La existencia de este valor, que denominaremos "presión de inhibición" de la RAS, valor de compresión por encima del cual las deformaciones de expansión dejan de manifestarse, es conocida (McGowan y Vivian 1955, Fujii et al. 1987, Hobbs 1990, Ferraris et al. 1997, Lo y Hefny 1999). La tabla 2.2 muestra una recopilación exhaustiva de los valores experimentales y teóricos, obtenidos por diferentes autores y disponibles en la literatura, de la presión de inhibición.

Otra conclusión importante a la que han llegado algunos autores es que el hecho de aplicar compresiones no sólo previene el deterioro y la expansión producidos por la RAS, sino que además las características del hormigón frente a fluencia no se ven prácticamente

afectadas (Blight et al. 1983, Blight y Alexander 1986, Kobayashi et al. 1988, Larive 1998). Esta consideración no deja de tener carácter más bien cualitativo, ya que se desprende de la comparación de hormigones expansivos con hormigones no expansivos de características similares, ante la evidente imposibilidad de establecer dicha comparación entre materiales idénticos.

Referencia	Presión	Modo de obtención
Lo y Hefny 1999	3 MPa	Testigos de la presa de Saunders sometidos a compresiones varias
Ferraris et al. 1997	5 MPa	Valor máximo de tensiones inducidas a deformación 0 en bastidor
Prezzi et al. 1997	2,2 - 10,3 MPa	Valor teórico obtenido del modelo de doble capa
Sellier et al. 1995	10 MPa	Valor teórico obtenido por modelo de fractura
Adeghe et al. 1995	7,5 MPa	Valor calibrado para modelo de presa de Saunders
Cope et al. 1994	6 MPa	Probetas en laboratorio sometidas a compresiones varias
Charlwood et al. 1992	8 MPa	Valor calibrado para modelo de presa de Mactaquac
ISE 1992	10 MPa	Valor extrapolado a partir de probetas de hormigón armado
Leroux et al. 1992	5 MPa	Testigos del puente de Nanteuil sometidos a compresiones varias
Clark 1991	3 MPa	Probetas en laboratorio sometidas a compresiones varias
Fujii et al. 1987	4 MPa	Vigas en laboratorio

Tabla 2.2.- Valores tipo de la presión de inhibición de RAS

Existen diversas teorías acerca de la relación exacta entre la presión exterior y la expansión por RAS. Un primer acercamiento sería intentar desacoplar el fenómeno de las acciones mecánicas, suponiendo que la deformación causada por RAS y la deformación producida por cargas exteriores son valores aditivos. Este punto de vista arroja en principio resultados muy distantes de la realidad, ya que las deformaciones inducidas por RAS en condiciones de expansión libre pueden superar con mucho a la deformación de rotura por compresión en un hormigón. Es decir, que partiendo de esta hipótesis, las compresiones a aplicar a una pieza de hormigón para inhibir la expansión podrían ser equivalentes o superiores a la resistencia de rotura a compresión del hormigón sano. Se comprueba que las compresiones aplicadas resultan en una reducción más que proporcional en la expansión en la dirección de la restricción que la deformación que producen las tensiones de compresión en la misma dirección (Hobbs 1990). Así, una serie ensayos de expansión acelerada (disolución 1N de NaOH y 50°C) realizados por Ferraris et al. (1997) demostraron que en un período equivalente de tiempo (30 días), probetas expansivas libres de carga desarrollaban deformaciones del orden de 0,4%, mientras que probetas de la misma amasada y sometidas a las mismas condiciones en un bastidor que impedía la deformación, generaban tensiones compresivas del orden de los 5 MPa. No hay que confundir, empero, la ausencia de expansión con la ausencia de la reacción; la serie de ensayos a diferentes cargas con hormigones reactivos y no reactivos realizada por Larive (1998) demuestra que incluso a altas compresiones (20 MPa) a las que el hormigón no presenta expansión alguna, el análisis

posterior bajo microscopio electrónico de barrido revela la presencia de los productos de reacción habituales de la RAS en la misma frecuencia que en las probetas no sometidas a compresión.

De acuerdo con la aplicación a este fenómeno del modelo de doble capa difusa (Prezzi et al. 1997), se considera a la RAS como la interacción entre una superficie de sílice, con alta carga negativa, y la disolución alcalina de los poros, con alta carga positiva procedente de los cationes sodio, potasio y calcio. Las partículas de sílice atraen a los cationes, rodeándose de una capa de cargas positivas (aunque el balance electrostático del sistema completo permanece nulo). De este modo, las partículas de sílice se repelen entre sí, y la fuerza electrostática se ve equilibrada por un gradiente de presiones, que se expresa mediante la ecuación de Poisson (Sposito 1984):

$$\nabla p + \rho \nabla \Psi = 0 \quad (2.8)$$

donde p es la presión, ρ la densidad de carga superficial y Ψ el potencial eléctrico en los puntos de la solución entre partículas. Integrando la ecuación (Prezzi et al. 1997), se llega a estimar la expresión

$$\Delta p = 2,45 C_0 (y_0 - 2) \quad ; \quad y_0 = \exp(-\Psi_0 / \Psi_D) \quad (2.9)$$

donde C_0 es la concentración de electrolitos y Ψ_D es el potencial de referencia (25,69 mV a 25°C), obteniéndose la presión p correspondiente al potencial Ψ_0 . Utilizando datos experimentales, los autores estiman que el valor de la presión producida por la RAS puede variar entre 2,2 y 10,3 MPa. Se comprueba además, de acuerdo con este modelo, que la presión inducida es función exponencial del pH de la disolución (Rodrigues et al. 1999).

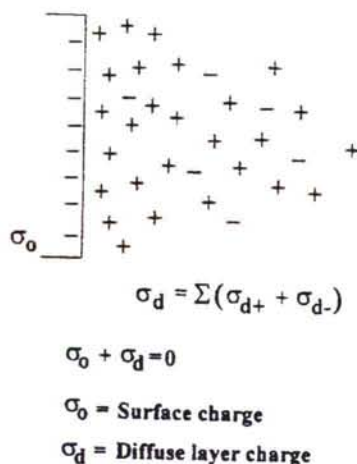


Figura 2.13.- Esquema de distribución de cargas del modelo de doble capa difusa (Prezzi et al. 1997)

Otra teoría que explica la inducción de tensiones sería la interpretación de la presión de hinchamiento como presión osmótica (Dent Glasser 1979, Diamond 1989, Helmuth y Stark 1992). El flujo de agua, o mejor dicho, de la solución de los poros, es inducido hacia el gel de RAS por tener éste una menor energía libre que el fluido que lo rodea. No hace falta una auténtica membrana (como sucede en el fenómeno habitual de ósmosis); la separación la proporciona la propia insolubilidad del gel en el fluido.

La expresión que gobierna el fenómeno sería

$$P_i = \frac{RT}{u} \ln \frac{p_i}{p_0} \quad (2.10)$$

donde P_i es la presión a aplicar a la solución o gel para impedir la entrada de agua a la presión de vapor p_0 , p_i / p_0 la humedad relativa de equilibrio, R la constante de los gases perfectos, T la temperatura absoluta y u el volumen molar parcial de disolvente en la solución o gel. La medición de las presiones de hinchamiento de acuerdo con esta teoría sobre geles sintéticos ofrece resultados del orden de los 10 MPa como máximo (Struble y Diamond 1981). Diamond (1989) extrapola esta teoría a estructuras reales, dando la cota de 6 ó 7 MPa como el valor más alto de tensión que la RAS puede inducir en una estructura.

Suponiendo que la expansión es producida por la absorción de agua por el gel, Charwood et al. (1992) asumieron la forma del modelo empírico de tensión - deformación del hinchamiento de ciertas rocas como la anhidrita y la corrensita (Wittke 1990), que se caracteriza por presentar una compresión de inhibición (al igual que la expansión por RAS) y ser lineal en la escala semilogarítmica:

$$\begin{aligned} 0 \leq \sigma \leq \sigma_1 : \quad \varepsilon_{aar} &= \varepsilon_{aar}^0 \\ \sigma_1 \leq \sigma \leq \sigma_0 : \quad \varepsilon_{aar} &= \varepsilon_{aar}^0 - K \cdot \log_{10}(\sigma / \sigma_0) \end{aligned} \quad (2.11)$$

De acuerdo con esta expresión, existe una compresión σ_1 por debajo de la cual la expansión es libre, y σ_0 es la compresión de inhibición de la expansión. Del mismo modo, ensayos sobre testigos extraídos de la presa de Saunders (Lo y Hefny 1999) demuestran que el potencial expansivo disminuye de forma prácticamente lineal con el logaritmo de la presión aplicada. Este modelo se empleó para el análisis de la presa de Mactaquac, Canadá (Thompson et al. 1994, Curtis 1995), acoplado a un modelo de fluencia basado en módulos efectivos, para estudiar el análisis evolutivo de las secuencias de corte de relajación de tensiones, ofreciendo los mejores resultados dentro de los modelos propuestos hasta la fecha (Léger et al. 1995). Con posterioridad se ha empleado también en la presa de Saunders (Adeghe et al. 1995) y en otros estudios teóricos (Capra y Bournazel 1998).

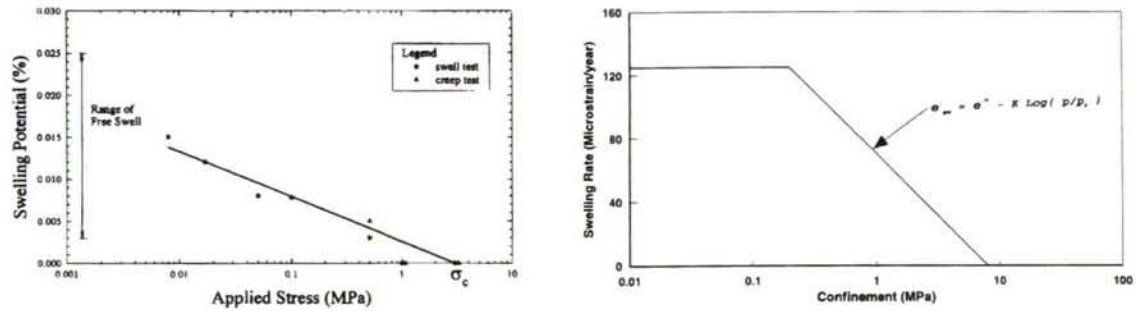


Figura 2.14.- Ensayos de inhibición sobre testigos de Saunders (Lo y Hefny 1999) y modelo de cálculo empleado (Adeghe et al. 1995)

Otra función que relaciona la inhibición de la expansión por acción de la compresión es la propuesta por Cope, May y Wen (Cope et al. 1994, May et al. 1996), consistente en una parábola de segundo grado cuyo vértice se sitúa en el punto de desaparición de las expansiones:

$$0 \leq \sigma \leq \sigma_0 : \quad \varepsilon_{aar} = \varepsilon_{aar}^0 \left[1 - \frac{\sigma}{\sigma_0} \right]^2 \quad (2.12)$$

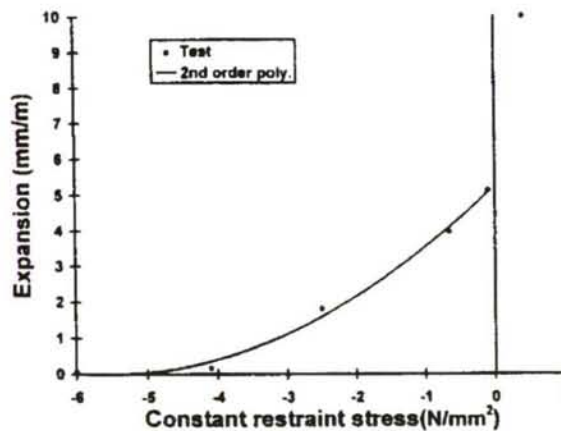


Figura 2.15.- Modelo parabólico de segundo grado para la inhibición de la expansión (May et al. 1996)

Esta misma idea se recoge en un estudio teórico llevado a cabo por Bažant y Steffens (2000). Basándose en la cinética de la reacción, mucho más lenta cuando tiene lugar en estructuras reales que cuando se sintetiza en el laboratorio, concluyen que la absorción de agua es la causante de la expansión:

$$p = \kappa_g \Delta V \quad (2.13)$$

(donde κ_g es la compresibilidad del gel) y que, al mismo tiempo, la propia compresión generada en el gel impide la absorción de más agua. Esto se recoge en la expresión de la tasa de absorción de agua por el gel:

$$\dot{w} = \frac{1}{\tau} [n(p)m(h)\xi_g - w] \quad (2.14)$$

donde w es la concentración de agua en el gel, τ un tiempo característico, n una función normalizada (de valor entre 0 y 1) decreciente con la presión, m una función lineal que vale 0 cuando la humedad relativa es inferior al 85% y 1 cuando es igual a 100% (Poole 1992), y ξ_g la masa específica de gel generada.

4. Influencia de la expansión por reacción álcali - silicato en el comportamiento mecánico del hormigón. Modelización

4.1. Influencia de la RAS en los parámetros mecánicos del hormigón

El efecto visible de la RAS es el deterioro microcristalino del material, hecho que después se pone de manifiesto en su comportamiento mecánico como una reducción de sus parámetros resistentes y de su rigidez. Aunque este hecho está recogido en multitud de ensayos y experiencias, como se muestra a continuación, la dispersión de resultados debida a lo aleatorio de la reacción es tan fuerte que hace imposible establecer una correlación entre expansión medida y pérdida de resistencia (Bach et al. 1992, Wood y Johnson 1993, Gillott y Rogers 1994).

Tampoco hay que perder de vista la anisotropía inducida en el hormigón. Como ya se ha visto, la aplicación de una carga compresiva exterior reduce la expansión y el daño en la dirección de las compresiones (Clark 1990, Majlesi 1994, Majlesi et al. 1996), pero puede llegar a empeorar las propiedades mecánicas en las direcciones ortogonales a la misma en mayor medida que en un material que no se viera sometido a ninguna carga (Rigden et al. 1992, Majlesi 1994). Por otra parte, se describen casos en los que la aplicación de una carga compresiva exterior cuando ya se ha producido deterioro de los parámetros mecánicos puede conducir a una recuperación de los mismos, probablemente debido a una regeneración autógena de las fisuras (Salam et al. 1996).

En la tabla 2.3 se recogen, resumidamente y a modo de ejemplo, valores representativos presentes en la literatura de medidas del deterioro producido por la RAS en hormigones, tanto en condiciones reales como en laboratorio.

El deterioro de las propiedades mecánicas del hormigón también se pone de manifiesto en las medidas de velocidad de pulso y de módulo dinámico por el método de frecuencia de resonancia (Swamy y Al-Hamed 1984, Akashi et al. 1986, Blight y Alexander 1988). Se observa que el daño causado por la RAS se traduce en una reducción de la velocidad de pulso y del módulo dinámico, siendo el método de gran utilidad para determinar la extensión de la reacción en los hormigones afectados (Swamy 1992). Los intentos por relacionar la cantidad de gel observada por técnicas de fluorescencia con los efectos del mismo sobre el hormigón han resultado en buenas predicciones de los valores de expansión libre, pero no proporcionan apenas información sobre la degradación de los módulos de deformación (Mitchell y Leming 1998).

Referencia	Árido	Ambiente	Tipo de probeta	Curado	Edad de ensayo	Material de referencia	Pérdida f_c	Pérdida E	Pérdida f_t
Takemura 1989	Chert	7 kg/m ³ Na ₂ O _{eq}	Cilíndrica 10x20 cm	100% HR, 38°C	16 semanas	Amasada sin chert	50%		
Clayton 1989	Arena Támesis	7 kg/m ³ Na ₂ O _{eq}	Prismas 90x30x30 cm	Inmersión, 38°C	4 meses	El mismo, a 28 días	30%		60%
Abe 1989	Andesita	8 kg/m ³ Na ₂ O _{eq}	Cilíndrica 10x20 cm	Alta HR, 40°C	5 meses	El mismo, a 28 días	30%	60%	
					5 meses	Amasada sin andesita	40%	60%	
Pleau 1989	Caliza silícea	4,4 kg/m ³ Na ₂ O _{eq}	Cilíndrica 15x30 cm	100% HR, 38°C	1 año	Amasada con árido no reactivo	50%	60%	50%
Inoue 1989	Andesita	7 kg/m ³ Na ₂ O _{eq}		6 m. 40°C, 100%; 2 a. 20°C, 70%	2 años y medio	Amasada con árido no reactivo	40%	50%	40%
Fujii et al. 1992	?	Intemperie (h. arm.)	Testigos	Intemperie	14 años	Resistencia de proyecto	35%		
	?	Intemperie (h. ret.)	Testigos	Intemperie	12 años	Resistencia de proyecto	35%		
Bach et al. 1992	Chert opalino	Na ₂ O _{eq} 0,8% - 2,0%	Cilíndricos	Solución NaCl, 50°C	Varios	Cilindros 100% RH, 20°C	33%		
	Id.	Id.	Testigos	Id.	Id.	Id.	13%-62%		
Ahmed et al. 1999	Arena silícea	Na ₂ O 7 kg/m ³	Prismas 20x20x30 cm	28d 20°C, 6 meses 38°C	7.5 meses	El mismo, a 28 días	35%		40%

Tabla 2.3.- Ejemplos de pérdida de propiedades mecánicas por RAS

La tabla 2.4 (ISE 1992) da unos valores orientativos de la variación máxima de las propiedades mecánicas en relación con el grado de deterioro de la estructura, representado por el valor de la expansión. El parámetro de comparación es el valor de cada una de las propiedades a 28 días.

Expansión libre (mm/m)	0.5	1.0	2.5	5.0
Resistencia a compresión	95%	80%	60%	60%
Resistencia a tracción	85%	75%	55%	40%
Módulo de deformación longitudinal	100%	70%	50%	35%

Tabla 2.4.- Estimación del valor residual de las propiedades mecánicas de hormigón sometido a expansión (ISE 1992)

Pantazopoulou y Thomas (1999) proponen la introducción de un operador de daño multiplicativo para el módulo instantáneo de deformación longitudinal, dependiente de la deformación acumulada por AAR:

$$E_0^{AAR} = E_0 \cdot F^{AAR}$$

$$F^{AAR} = \frac{1}{1 + \left(\varepsilon_A^{AAR} / \varepsilon_0 \right)} \quad (2.15)$$

donde ε_A^{AAR} representa la deformación (superficial) de la sección transversal producida por la expansión sin restringir acumulada hasta el momento del ensayo, y ε_0 la deformación (superficial) máxima de la sección transversal del hormigón sano. Este modelo es la extensión a la AAR de un modelo más general de daño por microfisuración (Pantazopoulou 1994).

De forma más sencilla, Léger et al. (1996) proponen un modelo de daño lineal decreciente con la expansión:

$$\begin{aligned} f_c(t) &= (1 - k_1 t) f_{c0} \\ f_t(t) &= (1 - k_2 t) f_{t0} \\ E_c(t) &= (1 - k_3 t) E_0 \end{aligned} \quad (2.16)$$

en el que los parámetros k_1 , k_2 , k_3 se estiman a partir de ensayos o de datos obtenidos de la literatura; concretamente, los autores emplean las tablas del ISE expuestas más arriba.

4.2. Modelos de comportamiento de hormigones afectados por RAS

4.2.1. Introducción

Como se desprende del punto 2.4, en el que se muestra una casuística de modelizaciones de presas realizadas por elementos finitos, el método de trabajo más habitual suele ser el uso de un modelo elástico lineal en el que las expansiones de RAS se implementan como campos térmicos equivalentes o como deformaciones impuestas; este tipo de modelización suele conducir a sobreestimaciones del estado tensional, sobre todo en lo referente a tensiones de tracción, mientras representa adecuadamente otros parámetros interesantes como los desplazamientos o el tamaño de las fisuras (Léger et al. 1995). Algunos estudios incluyen modelos no lineales en el que se tiene en cuenta el daño (Chambon, Maentwrog) o la fluencia (Macquatac, Saunders, Rapide-des-Iles), mejorando el rendimiento del cálculo. En general, se pueden encontrar tres acercamientos fundamentales a la modelización de las expansiones inducidas por la RAS (Moranville-Regourd 1996):

1. A través de la presión capilar que relaciona el volumen de geles expansivos disipados en zonas porosas conectadas con el inicio de la fisuración;
2. mecánica de fractura lineal aplicada a la propagación y orientación de fisuras;
3. leyes de proporcionalidad entre confinamiento, temperatura, humedad relativa y reactividad.

Idealmente, una simulación a largo plazo de la RAS requiere un modelo acoplado del proceso termoquímico y el comportamiento mecánico. Algunos acercamientos paralelos en ese sentido son el modelo de Cervera et al. (1991), que simula el crecimiento del hormigón por efecto de la hidratación, y los trabajos de Casanova et al. (1996, 1997) para simular la

expansión por ataque de sulfatos estudiando el comportamiento en mesoescala (concretamente, el deterioro de la interfase, característico de este tipo de reacción). Hasta muy recientemente no se han publicado intentos de formulación de un modelo constitutivo completo, dado el gran número de factores que intervienen en el proceso y lo aleatorio y localizado del mismo en algunos casos; a continuación se detallarán algunas de estas propuestas, que aún no han sido aplicadas a grandes modelos estructurales. Los modelos más exitosos aplicados hasta la fecha son los modelos globales que tienen en cuenta los parámetros fundamentales desde un punto de vista casi fenomenológico, sin dejar de lado la interrelación entre compresión y expansión.

4.2.2. Comportamiento instantáneo: curva tensión deformación

Un ejemplo de modelo de comportamiento sencillo es el propuesto por Pantazopoulou y Thomas (1999). La formulación de la curva tensión-deformación sería la siguiente:

$$\sigma_1 = E_0 \cdot F^{m,AAR}(d) \cdot \varepsilon_1$$

$$F^{m,AAR}(d) = \frac{\alpha_1 \alpha_2 \varepsilon_{cr} / \varepsilon_1}{1 + \sqrt{500} \varepsilon_{12}} \quad (2.17)$$

donde $\alpha_1 = 1$ para barras deformadas, $\alpha_2 = 0,7$ para cargas constantes, ε_{cr} es la deformación axial en el instante de la fisuración y

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_1^{AAR} + \varepsilon_1^s \quad (2.18)$$

donde ε_1 es la deformación total en la dirección del esfuerzo, suma de la producida por AAR y la producida por causas mecánicas. El factor de daño incluye de esta manera el daño producido por la expansión química y el producido por la deformación total acumulada.

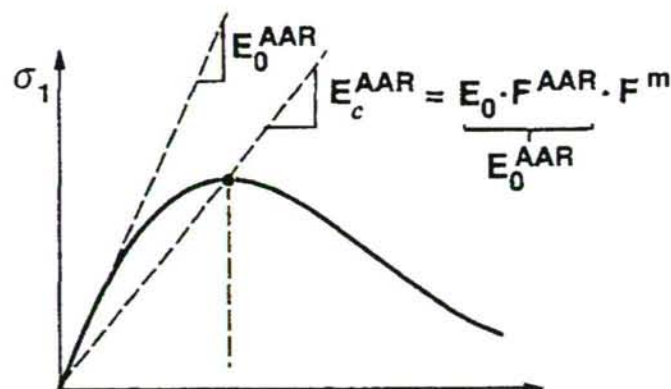


Figura 2.16.-Propuesta de curva tensión / deformación instantánea de Pantazopoulou y Thomas (1999)

El desarrollo posterior del presenta como desventaja fundamental el emplear como parámetro de referencia ε_1^{AAR} la deformación por expansión libre (sin restringir), otorgando así carácter aditivo a las deformaciones producidas por la AAR (supuestamente "no mecánicas") y las producidas por las causas "mecánicas" (en forma de carga exterior o de expansión). Esta hipótesis va en contra de las de otros autores que defienden la inhibición de la reacción por causa de la fuerza exterior ya en el plano de la cinética de la reacción (Charlwood et al. 1992, Prezzi et al. 1997, Bazant y Steffens 2000) o bien al impedimento de la apertura de fisuras (Capra y Bournazel 1998) y no por simple coacción mecánica de deformaciones impuestas. La formulación final del modelo queda como sigue:

$$\frac{\sigma_1}{f_t} = \alpha_1 \alpha_2 \frac{\varepsilon_1^{AAR} - \varepsilon_1^t}{\varepsilon_1^t \left(1 + \sqrt{500 \varepsilon_1^t}\right)} \quad (2.19)$$

donde ε_1^t es la deformación total "medida" y f_t la resistencia a tracción del hormigón.

4.2.3. Modelos de expansión globales

Para su aplicación en modelos estructurales, un modelo de RAS debe ser capaz tanto de reproducir la evolución de la reacción en sí como de manifestar sus efectos en la estructura, además de los acoplamientos entre estas dos facetas. Los factores que influyen en la RAS y que deben ser tenidos en cuenta en un modelo de este tipo son los siguientes (Mounzer 1993, Léger et al. 1995):

1. Reactividad de los componentes
2. Humedad
3. Temperatura
4. Efectos de la tensión inducida o aplicada

En este ámbito se sitúan los modelos de tipo multiplicativo. Formulados por primera vez por Mounzer (1993) y denominado modelo CTHR (*Compression – Temperature – Humidité – Réactivité*), su expresión general sería (Côté 1995, Léger et al. 1996)

$$\varepsilon_{aar}(t) = \beta(t) \cdot [F_C(\sigma, t) \cdot F_T(t) \cdot F_M(t) \cdot F_R(t)] \quad (2.20)$$

donde F_C , F_T , F_M y F_R son valores (respectivamente dependientes de la compresión, temperatura, humedad y reactividad de los componentes) y que varían entre 0 y 1, que multiplican al factor de calibración $\beta(t)$ que representa una deformación de referencia (por ejemplo, la expansión libre para el tiempo t).

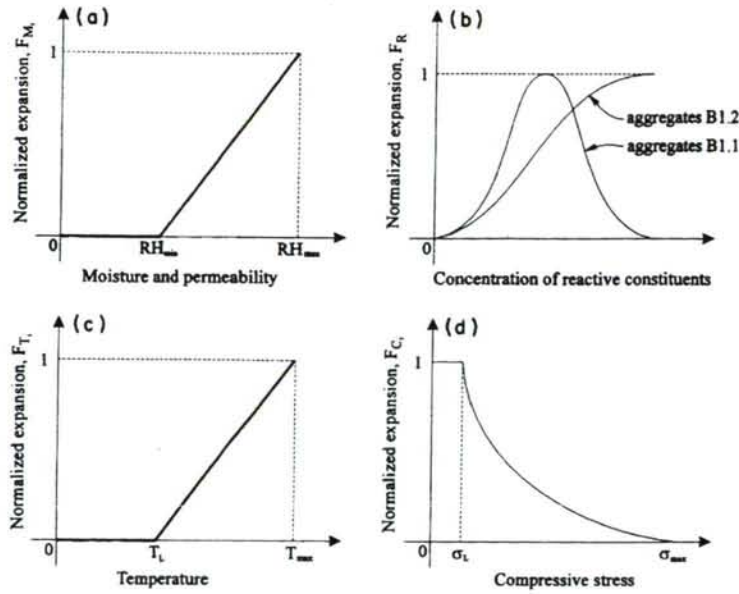


Figura 2.17.- Ejemplo de funciones normalizadas de un modelo multiplicativo (Léger et al. 1995)

En esta línea, podemos encontrar modelos como el propuesto por Capra y Bournazel (Capra et al. 1995, Capra et al. 1996, Capra y Bournazel 1998) que recoge en una misma expresión observaciones de diferentes autores. La expresión completa del modelo es

$$\varepsilon^{aar} = H^m \cdot \frac{\varepsilon_0}{A_0} \cdot \left(1 - A_0 - e^{-k_0 \exp(-E_a / RT)t}\right) \cdot f(\sigma) \quad (2.21)$$

en el que se encuentra un término dependiente de la humedad relativa H elevado a una potencia $m = 8$ (Poole 1992); un término en el que se combinan reactividad y temperatura de acuerdo con la ley de Arrhenius y una ley de cinética de primer orden, donde ε_0 es la expansión libre y A_0 es un parámetro adimensional definido por la curva

$$\begin{aligned} A < A_0 : \quad \varepsilon^{aar} &= 0 \\ A > A_0 : \quad \varepsilon^{aar} &= \frac{\varepsilon_0}{A_0} (A - A_0) \end{aligned} \quad (2.22)$$

y que caracteriza la evolución de la reacción; y por último, un término dependiente de la tensión, lineal en escala semilogarítmica (Charlwood et al. 1992, Thompson et al. 1994):

$$\begin{aligned} 0 \leq \sigma \leq \sigma_1 : \quad \varepsilon^{aar} &= \varepsilon_0 \\ \sigma_1 \leq \sigma \leq \sigma_0 : \quad \varepsilon^{aar} &= \varepsilon_0 - K \cdot \log_{10}(\sigma / \sigma_0) \end{aligned} \quad (2.23)$$

De acuerdo con esta ley decreciente, las expansiones no se ven afectadas por la tensión por debajo de un cierto umbral σ_1 (fijado por los autores en 0,3 MPa) y se ven detenidas a partir

del valor σ_0 que se identifica con el valor de inhibición de la expansión (de entre 5 y 10 MPa, fijado en 8 para el estudio mencionado).

Ulm et al. (2000) proponen un modelo de comportamiento que denominan termo-químico-elástico en el que se plantea el funcionamiento del gel expansivo como un material elástico cuya extensión, evaluada como la relación entre la deformación por RAS existente y la máxima posible, se ve asociada a una reacción química de primer orden (Coussy 1995):

$$1 - \xi = t_c(T, \xi) \frac{d\xi}{dt} \quad ; \quad \xi = \frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon(\infty)} \quad (2.24)$$

donde $\varepsilon(\infty)$ es la (hipotética) asíntota de la deformación volumétrica de expansión libre y t_c un tiempo reducido dependiente de la temperatura T y de la propia extensión de la reacción.

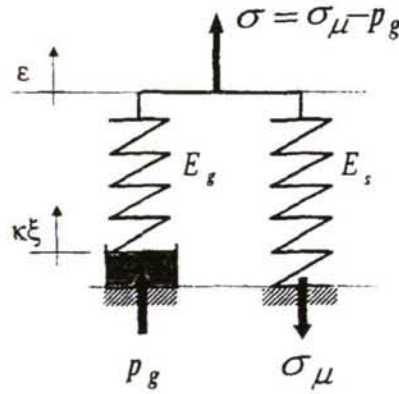


Figura 2.18.- Modelo conceptual uniaxial de hormigón afectado por RAS, de acuerdo con Ulm et al. (2000)

Una vez calibrado mediante ensayos el tiempo reducido, se obtiene la relación

$$\xi(t) = \frac{1 - \exp(-t/\tau_c)}{1 + \exp(-t/\tau_c + \tau_l/\tau_c)} \quad (2.25)$$

Los valores τ_c (tiempo característico) y τ_l (tiempo de latencia) se obtienen de ensayos de expansión libre a diferentes temperaturas, de acuerdo con el procedimiento habitual en física química (Atkins 1994), y siguen la ley de Arrhenius, con energías de activación U_c y U_l de valores del orden de 5400 K y 9400 K respectivamente (Lombardi et al. 1997, Larive 1998, Ulm et al. 2000):

$$\tau_c(T) = \tau_c(T_0) \exp[U_c(1/T - 1/T_0)] \quad (2.26)$$

$$\tau_l(T) = \tau_l(T_0) \exp[U_l(1/T - 1/T_0)] \quad (2.27)$$

Las deformaciones debidas a la RAS se acoplan al resto de deformaciones de origen mecánico en la expresión de la disipación de energía, para dar lugar a una expresión tensorial de la tensión en función de la deformación que asociada a la ley de cinética de primer orden proporcionan la ley de comportamiento buscada:

$$\sigma_{ij} = \left(K - \frac{2}{3} G \right) \varepsilon \delta_{ij} + 2G \varepsilon_{ij} - 3\beta K \xi \delta_{ij} \quad (2.28)$$

El factor $\beta = \varepsilon(\infty)$ relaciona la extensión de la reacción con la deformación producida por la RAS.

Este modelo está en la línea del acercamiento termomecánico y probabilista esbozado por Capra y Bournazel (1995), que acopla la termodinámica de la reacción con el comportamiento mecánico en una única función de estado:

$$\begin{aligned} \rho\psi &= \rho\psi(\varepsilon^e, D) + \rho\psi(A) \\ \rho\psi(\varepsilon^e, D) &= \frac{(1-D)}{2} \varepsilon^e : C : \varepsilon^e \quad ; \quad \varepsilon^e = \varepsilon - \varepsilon^{ar} \\ \rho\psi(A) &= \Delta G \cdot A \quad ; \quad \dot{A} = k_0 (1-A) \exp(-E_a / RT) \end{aligned} \quad (2.29)$$

En este marco, ε^{ar} es el tensor de deformación producida por AAR, ε^e el tensor de deformación elástico, D la variable de daño escalar, C el tensor de rigidez, ΔG la entalpía libre de reacción y A el grado de avance de la reacción química (plantada aquí como una reacción de tipo ley de Arrhenius, con cinética de primer orden). Este modelo se combina con una serie de hipótesis probabilistas para modelizar las posiciones de los puntos de reacción en el material.

4.2.4. Aportaciones de la Mecánica de la Fractura

Algunos autores han querido ver en la Mecánica de la Fractura la herramienta de análisis más adecuada para el estudio de la RAS por cuanto esta se manifiesta en forma de fisuras localizadas que después se propagan al resto del material. Su aplicación es compleja, por ser la RAS un fenómeno muy poco determinista; son de gran utilidad, sin embargo, a la hora de obtener ciertas conclusiones cualitativas. Así, se puede utilizar un modelo bidimensional con distribución aleatoria de fracturas para demostrar el efecto anisótropo de una presión exterior uniaxial, que inhibe la expansión en ambas direcciones principales, fundamentalmente en la de aplicación de la carga, al impedir la propagación de las fisuras (Bournazel y Moranville 1997, Capra y Bournazel 1998).

Un primer acercamiento, simplista pero global, consiste en caracterizar el deterioro de la estructura a partir de la fracción volumétrica de vacíos distribuidos uniforme e isotrópicamente, lo que permite estimar el producido en una estructura existente (Sellier et al. 1995). Llamando k_d y μ_d a los coeficientes de Lamé del material dañado, y f_v a la fracción volumétrica de vacíos producida por la RAS, se plantea (François et al. 1998)

$$\begin{aligned} k_d &= k \left[1 - \frac{3(1-\nu)}{2(2-2\nu)} f_v \right] \\ \mu_d &= \mu \left[1 - \frac{15(1-\nu)}{7-5\nu} f_v \right] \end{aligned} \quad (2.30)$$

donde k y μ son los coeficientes del material sano. Se puede de este modo calcular el valor del módulo de deformación longitudinal del material dañado E_d y el daño isótropo D :

$$E_d = \frac{9k_d}{1 + 3k_d / \mu_d} \quad ; \quad D = 1 - \frac{E_d}{D} \quad (2.31)$$

El modelo completo (cinético y mecánico) propuesto por Sellier et al. (1995) parte sin embargo de la estimación de la presión producida por el gel supuesto en equilibrio con la presión en los poros capilares, y su influencia en la tenacidad de fractura, apertura de fisuras y penetración del gel en las mismas. El parámetro fundamental es el volumen de gel producido, obtenido mediante un modelo estocástico que liga el incremento de volumen a la presencia simultánea en un punto dado de concentraciones suficientes de sílice reactiva, álcalis y radicales hidroxilo. Una vez estimado dicho volumen, se plantea la presión capilar (ley de Laplace) y la compatibilidad de volumen con el resto del material:

$$P_g = P_c = \frac{2\sigma \cos\theta}{r_p} \quad (2.32)$$

donde P_g es la presión del gel, P_c la presión capilar y r_p el radio de los poros. De aquí, se obtiene una compleja expresión implícita para la presión:

$$P_g = \frac{E_g}{3} \left\{ 1 - \frac{V_{v0}}{V_g} \left[\phi \left(\frac{-\ln(2\sigma \cos\theta / P_g) - \overline{\ln r_p}}{\overline{\ln r_p}} \right) + \frac{V_{gf}}{V_{v0}} \right] \right\} \quad (2.33)$$

donde V_{v0} es el volumen de vacíos conectados al lugar de la reacción, $\overline{\ln r_p}$ es la media de la porosidad supuesta una distribución logarítmico-normal, $\overline{\ln r_p}$ su desviación estándar, V_g el

volumen de gel a presión atmosférica (determinado probabilísticamente) y E_g la compresibilidad del gel (valor de difícil estimación).

El modelo propuesto resulta de interés por proponer una explicación conjunta de la cinética de la reacción y de los efectos mecánicos de la misma. A cambio, presenta la desventaja de verse gobernado por un gran número de parámetros de difícil estimación, por lo que su correcto funcionamiento está muy condicionado por procesos de calibración.

Un estudio realizado por Bazant et al. (2000), generado en principio para el estudio de hormigones utilizando polvo de vidrio (es decir, un componente silíceo) como árido fino, representa el material como una matriz de células cúbicas iguales de lado s con una partícula silícea esférica en el centro, y estudia la difusión de fracturas producida por el hinchamiento de la misma. Los parámetros fundamentales del modelo son la variable de daño $\omega = A_c / s^2$ (donde A_c es el área de la fisura), y el factor de intensidad de tensiones K_I calculado a partir del mismo. De ahí se deducen la función de flexibilidad $C(\omega)$, el volumen de fisuras Δv_{fr} y su relación con la presión ejercida por el gel p :

$$K_I = (\sigma + p) \sqrt{s k(\omega)} \quad (2.34)$$

$$C(\omega) = \frac{1-\nu^2}{E} s^3 + 2 \frac{1-\nu^2}{E} s^3 \int_{\omega_0}^{\omega} k^2(\omega') d\omega' \quad (2.35)$$

$$\Delta v_{gel} = s^3 V_a \lambda_a (1 - C_a p) - s^3 V_a \quad (2.36)$$

Los valores V_a , λ_a y C_a representan, respectivamente, el volumen específico de sílice que reacciona, el cociente entre los volúmenes de gel formado a presión nula y de sílice original, y la compresibilidad volumétrica del gel de RAS.

El modelo se ha calibrado para representar adecuadamente procesos de expansión relativamente rápidos (ensayos acelerados), pero necesita, por su carácter local, un acoplamiento con un modelo de cinética de reacción y difusión antes de poder ser adecuadamente extrapolado al comportamiento estructural.

Capítulo 3

DEFORMACIÓN DIFERIDA DEL HORMIGÓN BAJO CARGA: MODELOS DE FLUENCIA

1. Deformaciones diferidas del hormigón

1.1. Introducción

El hormigón es un material vivo, en constante evolución desde el momento de su fabricación. No es posible llevar a cabo un estudio de una estructura de hormigón, diseñada habitualmente para resistir y funcionar durante años, sin tener en cuenta los cambios que el material sufrirá a lo largo del tiempo. Estos cambios de comportamiento pueden afectar en profundidad al funcionamiento estructural previsto, llevando incluso a cuestionar el modelo de cálculo empleado.

El comportamiento diferido del hormigón se manifiesta en tres vertientes fundamentales e interrelacionadas. Los tres fenómenos dependen de factores como la composición de los materiales que constituyen el hormigón, aspectos geométricos, procesos físico-químicos influidos o inducidos por las condiciones ambientales (composición del medio ambiente, humedad, temperatura), tipo de carga aplicado... En primer lugar, el *envejecimiento* se puede describir como la variación con el tiempo de las propiedades mecánicas (resistencia, módulo de deformación instantáneo...). La *retracción* es una variación de las dimensiones del hormigón debida a la variación de la humedad interna, dependiente del propio material y de las condiciones ambientales, pero independiente del estado tensional. La palabra *fluencia* se utiliza para describir el aumento de las deformaciones en un estado de tensión constante, fenómeno descrito por primera vez por Woolson en 1905. La deformación total de una probeta solicitada axialmente a una edad t se descompone habitualmente (McHenry 1943) como

$$\begin{aligned}\varepsilon(t) &= \varepsilon_i(t) + \varepsilon_f(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_T(t) = \\ &= \varepsilon_E(t) + \varepsilon''(t) = \varepsilon_E(t) + \varepsilon_f(t) + \varepsilon^0(t) = \varepsilon_\sigma(t) + \varepsilon^0(t)\end{aligned}\quad (3.1)$$

donde $\varepsilon_i(t)$ es la deformación instantánea (reversible para bajos estados de tensión), $\varepsilon_f(t)$ es la deformación por fluencia, $\varepsilon_r(t)$ es la deformación por retracción, y $\varepsilon_T(t)$ es la deformación térmica o expansión; $\varepsilon_E(t)$ es la deformación reversible, recuperable inmediatamente después de la carga, y $\varepsilon''(t)$ es la deformación no reversible; $\varepsilon_\sigma(t)$ es la deformación inducida por la tensión (también conocida por "deformación mecánica") y $\varepsilon^0(t)$ la deformación no debida al estado tensional ("deformación no mecánica"). En este punto del estudio no se considera la deformación por reacción álcali – árido, cuya relación con la tensión es compleja y que se trata en otro apartado de este documento.

La deformación ε producida en el instante t por una tensión constante σ que actúa a partir del instante t' se escribe

$$\varepsilon(t) = \sigma J(t, t') \quad (3.2)$$

Por otra parte, la tensión σ necesaria en el instante t para mantener una deformación constante impuesta en el instante t' se escribe

$$\sigma(t) = \varepsilon E_R(t, t') \quad (3.3)$$

Las funciones $J(t, t')$ y $E_R(t, t')$ se denominan, respectivamente, *función de fluencia* (o *deformación unitaria*, deformación por unidad de tensión) y *función de relajación* (tensión por unidad de deformación), y son opuestas en el sentido de la integral de Volterra

$$J(t, t_0) E_R(t_0, t_0) - \int_0^{t_0} J(t, t') \frac{\partial E_R(\tau, t_0)}{\partial \tau} d\tau = 1 \quad (3.4)$$

lo que permite calcular una función a partir de la otra, mediante el uso de algoritmos numéricos. A efectos prácticos se puede emplear la expresión aproximada siguiente (Bažant y Kim 1979a, CEB-FIP 1990):

$$\begin{aligned}\tilde{E}_R(t, t') &= \frac{1 - \Delta_0}{J(t, t')} - \frac{0,115}{J(t, t-1)} \left[\frac{J(t' + \xi, t')}{J(t, t - \xi)} - 1 \right] \\ \xi &= \frac{1}{2}(t - t') \quad ; \quad \Delta_0 \approx 0,008\end{aligned}\quad (3.5)$$

Conocidas las funciones de fluencia y relajación, se puede calcular la respuesta a cualquier historia de deformación o tensiones. Basándose en el hecho experimental de la dependencia lineal de la fluencia a los niveles de tensión sostenida, el cálculo de la fluencia producido por una fluencia variable se ve facilitado por el principio de superposición de Boltzmann:

$$\begin{aligned}\varepsilon(t) - \varepsilon^0(t) &= \int_0^t J(t, t') d\sigma(t') \\ \sigma(t) &= \int_0^t E_R(t, t') [d\varepsilon(t') - d\varepsilon^0(t')]\end{aligned}\tag{3.6}$$

expresión en la que las integrales deben ser entendidas como integrales de Stieltjes. El primer uso de estas integrales para el estudio de estos materiales se debe a Volterra (1913), y su aplicación al hormigón a Maslov (1940) y McHenry (1943).

1.2. Descripción y factores

1.2.1. Mecanismos de fluencia

La explicación al fenómeno de la fluencia se encuentra en la microestructura de la pasta de cemento. Los áridos de un hormigón sano se comportan generalmente de manera estable, produciendo deformaciones no elásticas únicamente en forma de microfisuración en los propios áridos y sus inclusiones, o en la interfase con la matriz cementicia. La pasta de cemento está compuesta por capas de silicato cálcico hidratado (C-S-H) en forma de xerogel, y poros de diferente tamaño que contienen agua (en estado líquido o vapor). Se puede clasificar los poros de acuerdo con su tamaño en microporos (diámetro menor de 25 Å, es decir, unas 10 veces el tamaño de la molécula de agua), mesoporos (entre 25 y 500 Å) y macroporos (entre 500 Å y 10 µm). Los dos primeros se consideran como parte de la estructura cristalina del C-S-H; los últimos, como poros capilares. Por encima de estos tamaños, los huecos son discontinuidades producidas por burbujas de aire atrapadas durante la solidificación de la pasta, y potencian los efectos de microfisuración.

De acuerdo con las observaciones de microscopía electrónica, las capas de C-S-H se organizarían en grupos de dos o tres unidades, con capas monomoleculares de agua situadas entre ellas. De los diferentes modelos que se han ido proponiendo, únicamente los denominados de Munich (Wittmann 1973) y de Powers-Brunauer (Brunauer y Kantro 1964, Powers 1968) han proporcionado hasta la fecha conceptos que permitan establecer relaciones cuantitativas entre la microestructura y las deformaciones diferidas del hormigón (RILEM TC69-1 1988).

A lo largo de la historia, la fluencia de la pasta de cemento se ha intentado explicar a través de los diferentes mecanismos de plastificación: deslizamientos relativos de las láminas cristalinas, escape del agua zeolítica de los cristales de gel de cemento y flujo viscoso producido por el movimiento de las partículas. La primera formulación teórica (no fenomenológica) de la fluencia del hormigón fue desarrollada por Powers (1966), quien señaló la capacidad que posee el agua para transmitir altas presiones al estar ocluida en los

microporos de la pasta. De este modo, la fluencia consistiría en una relajación de tensiones internas producida al desplazarse el agua de los microporos, en la que el agua está adsorbida formando pequeños meniscos (y por lo tanto, sometida a fuertes tensiones superficiales), a los macroporos (Bažant 1972, Bažant y Chern 1985c). La relación entre contenido en agua y fluencia es clara y conocida desde hace tiempo: cuanto más elevada es la relación agua / cemento, mayor es el coeficiente de fluencia básica (Lorman 1940).

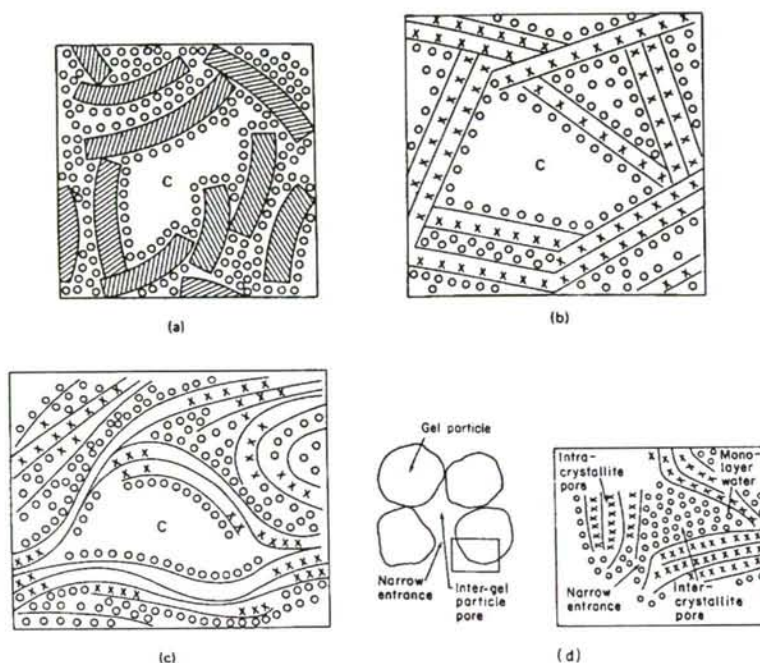


Figure 1.2 Models of C-S-H: (a) Munich model; (b) Powers-Brunauer model; (c) Feldman-Sereda model (Mindess/Young, *Concrete*, © 1981, p. 95. Adapted by permission of Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey); (d) Tokyo model. Reproduced by permission of American Ceramic Society Inc.

Figura 3.1.- Modelos de estructura del C-S-H (de RILEM TC69-1 1988)

Otra aproximación al origen de la deformación diferida debida a cargas de larga duración se encuentra en la Teoría de la Solidificación (Bažant 1977, Bažant y Prasannan 1988), que imputa deformaciones de carácter fundamentalmente lineal a un gel de cemento en el que se van generando ligaduras sólidas con el paso del tiempo (ver figura 3.2). Dichas ligaduras estarían libres de carga en el momento de su aparición, lo que explicaría la variación de las propiedades reológicas del conjunto de la pasta.

De acuerdo con el moderno modelo de Micropretensado y Solidificación (Bažant et al. 1997a,b) la componente de envejecimiento de la fluencia estaría ligada a los deslizamientos relativos entre láminas de gel en puntos sometidos a altas tensiones, produciéndose rotura y recomposición de enlaces, de modo similar al que tiene lugar en las dislocaciones de las estructuras cristalinas. De este modo, las microtensiones internas se van relajando con el tiempo, reduciéndose la susceptibilidad del hormigón a fluir.

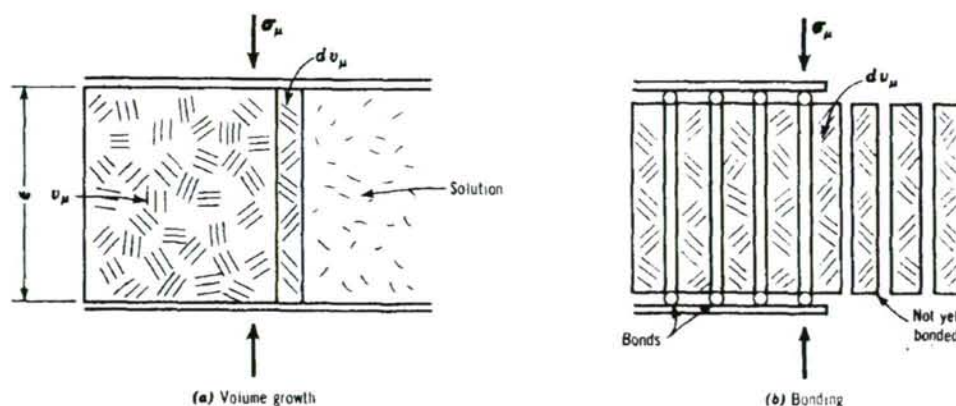


Figura 3.2.- Solidificación de la pasta de cemento (Bazant 1979)

1.2.2. Fluencia por secado

El efecto Pickett, llamado así en honor a quien primero lo describió en 1942, o fenómeno de fluencia por secado (Ali y Kesler 1964) se manifiesta en forma de un exceso en el aumento de las deformaciones diferidas con una disminución de la humedad relativa ambiental, sobre la suma de las deformaciones de fluencia básica (la que se produce en humedad relativa igual a la unidad) y de retracción:

$$\dot{h} < 0 \Rightarrow \varepsilon > \varepsilon_f + \varepsilon_r \quad (3.7)$$

La fluencia por secado no es una amplificación de la retracción de secado por acción de la compresión: no se producen pérdidas significativas de masa (agua) con respecto a probetas sin carga en condiciones similares, y la deformación no se recupera al rehumedecer el material, sino al quitar la compresión impuesta (Gamble y Parrott 1978). Tampoco debe ser confundida con la reducción del módulo de deformación longitudinal que se produce tras el secado de un hormigón (Parrott 1973).

Históricamente, se han planteado dos acercamientos opuestos al estudio de la fluencia por secado. El primero y más antiguo consiste en separar los mecanismos de fluencia y retracción (Pickett 1942, Wittmann y Lukas 1974), achacando la fluencia por secado a la no linealidad del hormigón material; en el otro extremo, se postula que fluencia y retracción forman parte de un único mecanismo (Ali y Kesler 1964, Bazant 1972, Wittmann y Roelfstra 1980, Bazant y Chern 1985c).

Los últimos estudios relacionados con el tema achacan la fluencia por secado a efectos de microfisuración (Wittmann y Roelfstra 1980, Bazant y Kim 1994) o reestructuración de los cristales del gel de cemento (Bazant et al. 1997a).

1.2.3. Fluencia y linealidad

Aunque la mayor parte de las aplicaciones prácticas se basan en la asunción de la linealidad, se han observado desviaciones del comportamiento lineal en valores de tensión inferiores al 50% de la resistencia última a compresión del hormigón (Bažant y Kim 1979), rango en el cual el material se comporta de forma próxima a la linealidad. Las desviaciones se acentúan para valores elevados de carga, casos en los que la fluencia se combina con el reblandecimiento por el deformación (*strain-softening*) y la microfisuración del material (Wittmann y Roelfstra 1980, Bažant y Chern 1985b).

Dentro de los fenómenos no lineales observados a humedad constante, se destacan la rigidización del hormigón a baja carga, que reduce la deformación en escalones de carga subsiguientes (Ross 1958, Bažant y Kim 1979b), conocida como *adaptación*, y la reducción del módulo de deformación y de la pendiente de la función de fluencia a altas cargas (Bažant y Kim 1979b), conocido como *flujo*.

La desviación más clara del comportamiento lineal se observa en el ensayo de descarga. Sucede que tras un período de fluencia a compresión, al retirar la carga aplicada, la recuperación es significativamente inferior a la predicha por el principio de superposición; de hecho, si se tiene en cuenta el envejecimiento del hormigón, las curvas de recuperación pueden llegar a invertir su tendencia, dando lugar a deformaciones de sentido opuesto a las esperadas. Este hecho, aunque termodinámicamente admisible (Bažant y Kim 1978), no tiene lugar en la práctica, lo que implica que el hormigón no se comporta en descarga como un material viscoelástico lineal con envejecimiento. Este comportamiento no lineal se atribuye al efecto de adaptación, y se puede modelizar mediante una modificación de la ley de envejecimiento del hormigón dependiente de la hidratación y la tensión (Bažant y Kim 1979b), introduciendo una variable temporal adicional (CEB-FIP 1990), mediante una ley de fluencia no lineal (Bažant y Asghari 1977, Bažant et al. 1983) o considerando funciones diferentes para los fenómenos de carga y descarga (Yue y Taerwe 1993). El caso extremo de la no recuperación es la acumulación de deformaciones inelásticas bajo cargas cíclicas (Whaley y Neville 1973, Bažant y Panula 1979a, Bažant y Kim 1992c).

1.3. Caracterización de la fluencia. Experimentación

Como se ha visto anteriormente, el problema de caracterización de la fluencia responde a la determinación, con precisión suficiente, de una función $J(t, t')$. Dicha determinación se puede realizar o bien por métodos experimentales, o bien por el uso de alguno de los modelos de predicción propuestos por las diferentes normativas nacionales, recomendaciones internacionales o autores individuales, que permiten estimar los parámetros de una función $J(t, t')$ determinada a partir de la composición y parámetros ingenieriles básicos de un

hormigón (ver apartado 2.2.3.2, "Formulaciones prácticas"). Sin embargo, las predicciones basadas en estos modelos se caracterizan por su alta incertidumbre; en el caso de los modelos ACI y CEB-FIP, la incertidumbre para un nivel de confianza del 95% se sitúan en el entorno de $\pm 77\%$ y $\pm 92\%$ respectivamente (RILEM TC69 1987), errores que tornan prácticamente inútiles los cálculos por el método de los elementos finitos en estructuras susceptibles a la fluencia. Otros modelos más sofisticados, como el BP-KX abreviado (Bažant et al. 1993, ver apartado 2.3.3) y el B3 (Bažant y Baweja 1995a), arrojan una incertidumbre de aproximadamente $\pm 23\%$ para los valores recogidos en la base de datos de la RILEM (Bažant et al. 1994, Bažant y Baweja 1995b), siempre al coste de la introducción de un mayor número de parámetros de calibración.

El modo más efectivo de predicción de comportamientos de fluencia es el uso de resultados experimentales obtenidos a través de ensayos sobre el hormigón objeto del estudio particular. A través de ensayos a carga constante se obtienen las curvas de fluencia reales para edades y valores de carga concretos, pero se hace necesario mantener el ensayo durante un período equivalente a la vida útil del hormigón que se desea caracterizar. Por medio de procedimientos estadísticos, como la extrapolación bayesiana de historias experimentales de deformación de hasta 30 días, la incertidumbre para el nivel de confianza de 95% se reduce hasta el $\pm 12\%$ aproximadamente (Bažant y Chern 1984b).

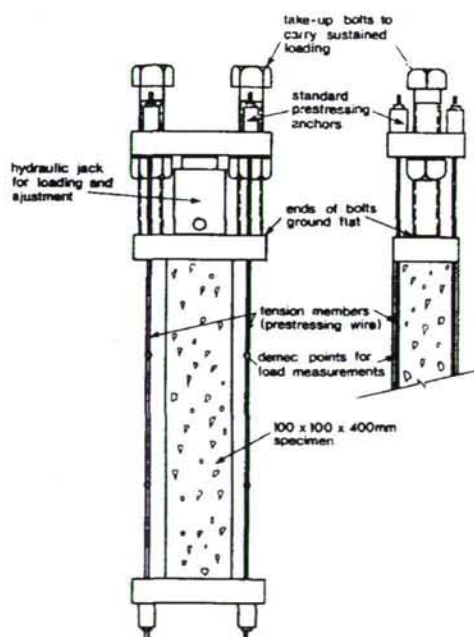


Figura 3.3.- Esquema de bastidor de ensayo con cilindro hidráulico (Gamble 1975)

Los métodos de ensayo de deformación a largo plazo, que permiten la obtención de curvas de fluencia y retracción, no han variado sustancialmente desde los primeros realizados por Davis y Troxell en 1929 para medir el entonces llamado "flujo" (flow) del hormigón. En el documento "Recommendation: Measurement of time-dependent strains of concrete" (RILEM

TC107 1998) se recogen los métodos de ensayo sancionados por la práctica, en lo referente a modos y precisión de aplicación de la carga y dimensiones recomendadas en los ensayos para su normalización. En dicho documento se admiten como válidos los siguientes dispositivos de aplicación de carga, siempre que proporcionen carga centrada con una precisión de aproximadamente $\pm 1\%$ del valor medio:

- Muelle helicoidal
- Acumulador hidroneumático
- Sistemas oleohidráulicos con control electrónico o manual

En cuanto a los métodos de medida de deformación, no se establece preferencia alguna.

2. Modelización de la fluencia

2.1. Fundamentos

2.1.1. Principios termodinámicos

Las deformaciones en la pasta de cemento están relacionadas con la variación del ancho de las capas de agua en los cristales de C-S-H; más concretamente, la fluencia está relacionada con el transporte del agua adsorbida entre los microporos y los macroporos. Se parte de la relación fundamental entre la velocidad de difusión \vec{J} y los gradientes de la energía libre de Gibbs μ , lo que en el caso unidimensional se expresa como

$$\vec{J} = -a \text{ grad} \mu \quad (3.8)$$

donde a es un parámetro dependiente de la temperatura. Suponiendo que la difusión no tiene componente transversal a las capas de agua, por ser despreciable, y planteando la ecuación de continuidad, la variación de superficie A de una capa de agua adsorbida se representa como

$$-\frac{\partial A}{\partial t} = \text{div } J = 0 + \frac{\partial J}{\partial x_2} + \frac{\partial J}{\partial x_3} \Rightarrow J_i \approx \frac{f_d}{L_d} \dot{A}, \quad i = 2, 3 \quad (3.9)$$

obteniendo una expresión simplificada del flujo por unidad de masa de las capas adsorbidas coartadas (agua adsorbida en los microporos) a las capas adsorbidas libres (macroporos). En esta expresión, f_d es un factor de área efectiva de capas adsorbidas coartadas en la unidad de volumen de pasta de cemento, y L_d representa la longitud total de la frontera entre las capas coartadas y las capas libres. Introduciendo esta expresión en la ecuación de difusión, y linealizando la misma para una tasa de difusión suficientemente pequeña,

$$\frac{f_d}{L_d} \dot{A} = -a \frac{\mu_d - \mu_a}{D} \quad (3.10)$$

donde μ_d es el potencial químico del agua de los microporos, μ_a el del agua de los macroporos y D una distancia característica de flujo de microporo a macroporo. Estos potenciales químicos se pueden aproximar con respecto a una temperatura y una humedad relativa de referencia como

$$\mu_d - \mu_{d0} = -s_d(T - T_0) + A^{-1}(\pi_d - \pi_{d0}) \quad (3.11a)$$

$$\mu_a - \mu_{a0} = -s_a(T - T_0) + RM^{-1}T \ln(h / h_0) \quad (3.11b)$$

donde s_a y s_d son entropías específicas, R la constante de los gases perfectos, M la masa molecular del agua, y π_d la tensión por unidad de longitud de frontera, positiva en el sentido de las compresiones, que impide la difusión de las capas coartadas.

Por otra parte, la energía libre de Helmholtz por unidad de superficie en una capa adsorbida coartada se aproxima

$$df_d = -s_d dT - p_d l_d + \pi_d \frac{dA}{A} \quad (3.12)$$

con p_d como la componente transversal de presión en las capas (*disjoining pressure*) y l_d el ancho de las mismas, del orden de 25 Å (10 moléculas de agua). De esta expresión se puede deducir la expresión siguiente, donde las constantes C_{ij} son derivadas segundas de la energía libre de Helmholtz:

$$\begin{bmatrix} d\pi_d / l_d \\ dp_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} \\ C_{21} & C_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -dl_d / l_d + \alpha_1 dT \\ dA / A + \alpha_2 dT \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

de donde se puede aproximar una relación constante

$$\pi_d - \pi_{d0} = (p_d - p_{d0}) \frac{C_{12}}{C_{22}} \quad (3.14)$$

En esta batería de expresiones se puede eliminar por medio de operaciones algebraicas A y π_d , con lo que queda una expresión de la forma

$$c_1 \dot{l}_d + c_2 (l_d - l_{d0}) = c_3 \dot{p}_d + c_4 (p_d - p_{d0}) + c_5 \quad (3.15)$$

ecuación constitutiva de las capas adsorbidas coartadas. Interpretando la presión transversal como la tensión compresiva aplicada y la variación del ancho como la deformación uniaxial, se obtiene, haciendo los oportunos cambios de variables, una justificación de la respuesta inelástica de las capas adsorbidas coartadas:

$$\dot{\epsilon}_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_{ad1}}{\eta_1} + \alpha_1 \dot{T} \quad (3.16)$$

en el que el término σ_{ad1} incluye los acoplamientos entre tensión, temperatura y humedad.

Aunque este modelo presenta fuertes indeterminaciones en cuanto al valor de cantidades concretas (l_d, C_{ij}, s_d, \dots), sí justifica el empleo de amortiguadores en modelos macroscópicos fenomenológicos de la reología del hormigón, en los que las deformaciones inelásticas están representadas por amortiguadores viscosos con envejecimiento (e incluso, dependientes de la humedad relativa, cuyas variaciones causan la fluencia por secado) (Bažant 1971). Los modelos viscoelásticos más completos y representativos son la cadena de Maxwell y la cadena de Kelvin, que se describen más adelante.

2.1.2. Influencia de la temperatura

Al margen de las deformaciones por dilatación térmica pura, la variación de temperatura se manifiesta en el hormigón en forma de variación de la velocidad de hidratación de la pasta de cemento. Un aumento de la temperatura implica una aceleración de los procesos químicos, de acuerdo con la ecuación de Arrhenius (Bažant 1970).

Las curvas de fluencia en ensayos estacionarios realizados cambiando una única variable termodinámica tienen aproximadamente el mismo aspecto (Stouffer y Wineman 1971). Por ello, un método bastante preciso y sencillo para introducir el grado de hidratación en la variación temporal de las propiedades intrínsecas de un hormigón (concretamente, en sus módulos de elasticidad y coeficientes de viscosidad) consiste en reemplazar el tiempo t por el *período de hidratación equivalente* t_e , definido como sigue:

$$dt_e = \beta_T dt \quad ; \quad t_e = \int \beta_T dt \quad (3.17)$$

(Bažant y Wu 1974b) donde β_T es el coeficiente de hidratación relativa, función de la temperatura, que se define mediante la ecuación de Arrhenius:

$$\beta_T = \exp \left[\frac{U_h}{R} \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T} \right) \right] \quad (3.18)$$

donde U_h es la energía de activación de la reacción de hidratación, R la constante de los gases perfectos, T la temperatura absoluta y T_0 la temperatura de referencia escogida para la que el coeficiente de hidratación es igual a 1.

El parámetro U_h / R debe estimarse o bien calibrarse experimentalmente. Así, los modelos prácticos BP y BPKX (ver más adelante) proponen el valor

$$\frac{U_h}{R} = 4000K \quad (3.19)$$

2.1.3. Variaciones de humedad

Una primera aproximación fenomenológica simplificada al efecto consiste en tener en cuenta que este incremento de fluencia por secado presenta una función de forma temporal similar a la de la retracción en ausencia de tensión. Esto permitiría expresar (Gamble y Parrott 1978)

$$\varepsilon = \varepsilon_i + \varepsilon_f + \varepsilon_r + \varepsilon_T = \varepsilon_i + \varepsilon_{fb} + (1 + k\sigma)\varepsilon_r + \varepsilon_T \quad (3.20)$$

donde k es un coeficiente de calibración experimental, con dimensión inversa de la tensión. Este acercamiento permite obtener buenas predicciones a partir de resultados conocidos. Por otra parte, esta manera de expresar las deformaciones diferidas da pie a distinguir dos

mecanismos independientes: uno que daría lugar a la fluencia básica, y otro que daría lugar a la retracción y a la fluencia por secado (Ali y Kesler 1964). Esta formulación se opone a la de un modelo de comportamiento del hormigón que englobe fluencia y retracción como dos fenómenos interrelacionados (Bažant Bažant y Wu 1974b, Bažant y Chern 1985c).

Se puede formular un modelo incremental que relacione humedad y fluencia intentando separar las tensiones soportadas por la fase sólida del hormigón de aquellas soportadas por la fase líquida. Esta formulación se presta a adoptar la forma de cadena de Maxwell¹, en la que las tensiones son aditivas. Así, para el caso uniaxial,

$$\begin{aligned}\dot{\sigma}_{s\mu} + \phi_{ss\mu} \sigma_{s\mu} + \phi_{sl\mu} (\sigma_{l\mu} - \sigma_{\mu}^h) &= E_{\mu}^s [\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_r(h)] \\ \dot{\sigma}_{l\mu} + \phi_{ls\mu} \sigma_{s\mu} + \phi_{ll\mu} (\sigma_{l\mu} - \sigma_{\mu}^h) &= E_{\mu}^l [\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_r(h)] \\ \sum_{\mu=1}^n (\sigma_{s\mu} + \sigma_{l\mu}) &= \sigma\end{aligned}\quad (3.21)$$

donde los índices *s* y *l* representan fase sólida y líquida, respectivamente; μ indica la unidad de Maxwell correspondiente; *n* es el número de unidades de la cadena, y los coeficientes ϕ cuantifican el acoplamiento entre fases.

Se observa que esta expresión se identifica perfectamente con una cadena de Maxwell con envejecimiento ordinaria si se toma

$$\begin{aligned}\phi_{ss\mu} + \phi_{ls\mu} &= \phi_{sl\mu} + \phi_{ll\mu} = \frac{E_{\mu}(t)}{\eta_{\mu}(t)} = \frac{1}{\tau_{\mu}} \\ E_{\mu}^s + E_{\mu}^l &= E_{\mu} \quad ; \quad \sigma_{s\mu} + \sigma_{l\mu} = \sigma_{\mu}\end{aligned}\quad (3.22)$$

El procedimiento operativo para obtener los parámetros que describen el material parte de la obtención de los módulos elásticos $E_{\mu}(t)$ de la misma manera que en la cadena de Maxwell ordinaria, en condiciones de referencia (humedad relativa unidad y temperatura de referencia). A continuación, para una cadena de Maxwell de 7 unidades, se proponen los coeficientes (Bažant y Wu 1974b)

$$\phi_{ss\mu} = \frac{1}{\tau_{\mu}} \phi_{\mu} \psi_{\mu} \rho_{\mu} \quad ; \quad \phi_{ll\mu} = \frac{1}{\tau_{\mu}} \phi_{\mu} \psi_{\mu} \quad ; \quad \phi_{sl\mu} = \phi_{ls\mu} \approx 0 \quad (3.23)$$

para los tiempos de relajación

$$\tau_{\mu} = 0,05 \cdot 10^{\mu-1} \quad ; \quad \mu = 1, \dots, 7 \quad ; \quad n = 7 \quad (3.24)$$

donde los coeficientes intermedios toman los valores

¹ El algoritmo de cadena de Maxwell se estudia con detalle en el apartado 2.2.3.2.

$$\phi_\mu = 10^{-a_\mu \sqrt{1-h}} \quad ; \quad \psi_\mu = 1 + \left(\frac{\sigma_{l\mu} - \sigma_\mu^h}{10^{-b_\mu (1-h)^2} \sigma_c} \right)^2 \quad ; \quad \rho_\mu = 1 + \left(\frac{\sigma_{s\mu}}{(1,65 + 0,3\mu)\sigma_B} \right)$$

$$a_\mu = 3,6 - 0,095(\mu - 1)^2 \quad ; \quad \sigma_c = 0,04137 \text{ MPa} \quad (3.25)$$

$$b_\mu = 0,36 \cdot 10^{B_\mu} \quad ; \quad B_\mu = 1,4 + \beta(\mu - 1) \quad ; \quad \sigma_B = 0,006895 \text{ MPa}$$

y el modelo de retracción simplificado

$$\varepsilon_r = S_0 (1 - 0,95h - 0,25h^3) \quad ; \quad \sigma_\mu^h = S_1 \frac{20}{20 + \tau_\mu} \frac{\varepsilon_r}{S_0} \quad (3.26)$$

y la relación entre los módulos elásticos obtenidos para fluencia básica y los módulos de fase sólida y fase líquida del modelo

$$E_{s\mu} = 0,9E_\mu \quad ; \quad E_{l\mu} = 0,1h(2-h)E_\mu \quad (3.27)$$

Esta formulación se complementa con la aplicación de tiempos equivalentes de hidratación y energías de activación para simular envejecimiento acelerado por la humedad ambiental y efectos térmicos, respectivamente.

Otro posible acercamiento (Bažant y Chern 1985c) al problema de las variaciones de humedad se desprende de la teoría termodinámica de fluencia. Partiendo del modelo de cadena de Maxwell

$$\sigma = \sum_{\mu=1}^n \sigma_\mu$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}_\mu}{E_\mu} + \frac{\sigma_\mu}{\eta_\mu} \quad (3.28)$$

se modeliza el exceso de fluencia en secado con una corrección en el valor de los amortiguadores viscosos. Llamando φ_h a la fluencia debida a la humedad, se propone

$$\frac{1}{\eta_\mu(t)} = \frac{\varphi_h}{\tau_\mu E_\mu(t)} \quad ; \quad \varphi_h = \alpha_h + (1 - \alpha_h)h^2 \quad (3.29)$$

que da buenas aproximaciones para $\alpha_h \approx 0,5$ (Bažant et al. 1976).

Planteando además la hipótesis de microdifusión infinitamente rápida (tiempo medio despreciable frente al de la macrodifusión) se puede simplificar la ecuación de flujo uniaxial (3.8) hasta

$$j = b_1(h - \chi) \quad (3.30)$$

donde j es la componente de la velocidad de flujo en el eje único, χ es la humedad relativa de equilibrio para que el agua de los macroporos de la pasta de cemento está en equilibrio, y b_1

es una constante. Planteando además la conservación de la masa, y suponiendo aproximaciones lineales con el tiempo de la humedad y la temperatura se llega a la expresión

$$j = a_1 \dot{h} + a_2 \dot{T} \quad (3.31)$$

en la que a_1 y a_2 son constantes. Con todo ello, reescribimos la ecuación de la unidad de Maxwell (3.28)

$$\begin{aligned} \frac{\dot{\sigma}_\mu}{E_\mu} + \frac{\sigma_\mu}{\tilde{\eta}_\mu} &= \dot{\varepsilon} - \kappa_0 \dot{h} - \alpha_0 \dot{T} + k_m j = \dot{\varepsilon} - \bar{\kappa} \dot{h} - \bar{\alpha} \dot{T} \\ \bar{\kappa} &= \kappa_0 - k_m a_1 \quad ; \quad \bar{\alpha} = \alpha_0 - k_m a_2 \end{aligned} \quad (3.32)$$

Finalmente, introduciendo la aproximación

$$\frac{1}{\tilde{\eta}} = \frac{1}{\eta} - \kappa \dot{h} - \alpha \dot{T} \quad (3.33)$$

en 3.32, llegamos a la expresión final

$$\begin{aligned} \frac{\dot{\sigma}_\mu}{E_\mu} + \frac{\sigma_\mu}{\eta_\mu} &= \dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_T \\ \dot{\varepsilon}_r &= \kappa \dot{h} \quad ; \quad \dot{\varepsilon}_T = \alpha \dot{T} \\ \kappa &= \varepsilon_r^0 \psi (1 - r \sigma) \quad ; \quad \alpha = \bar{\alpha} (1 - \rho \sigma) \end{aligned} \quad (3.34)$$

en la que los coeficientes que afectan a la retracción y a la dilatación dependen también de la tensión, representando así la fluencia por secado. Esta formulación es en realidad un caso particular de la que se basa en la separación de las tensiones en fase sólida y fase líquida, desde la cual se puede llegar planteando hipótesis simplificadoras sobre los coeficientes de acoplamiento y sumando las expresiones de las tensiones en las dos fases.

Los coeficientes resultantes se determinan experimentalmente. El coeficiente de retracción r varía entre $0,1 f_t^{\wedge-1}$ y $0,5 f_t^{\wedge-1}$ aproximadamente, mientras ρ es del orden de $0,2 f_t^{\wedge-1}$. Por otra parte, ψ es la función que gobierna la dependencia higrométrica y temporal de la retracción, planteando

$$\varepsilon_r \approx \varepsilon_r^0 f_r(h) \frac{E(t_0)}{E(t_e)} \quad ; \quad d\varepsilon_r = \kappa dh = \varepsilon_r^0 \psi dh \Rightarrow \psi = \frac{E(t_0)}{E(t_e)} \frac{df_r}{dh} \quad (3.35)$$

donde además se puede aplicar la expresión

$$f_r = 1 - h^3 \quad (3.36)$$

de uso habitual y que ofrece buenas aproximaciones.

2.1.4. Otros efectos no lineales

2.1.4.1. Teoría de adaptación y flujo

El modelo de adaptación y flujo se desarrolló para responder explícitamente a los dos fenómenos no lineales más destacados en fluencia del hormigón a humedad constante. Para el primer caso, la teoría lineal predice deformaciones mayores de las observadas realmente; en el segundo, la predicción resulta inferior a la deformación real (Bažant y Kim 1979b).

Partiendo de la formulación lineal expresada en forma incremental,

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\dot{\sigma}(t)}{E(t)} + \int_0^t J(t, t') d\sigma(t') \quad (3.37)$$

se propone una generalización uniaxial con

$$\begin{aligned} \varepsilon(t) &= \frac{\dot{\sigma}(t)}{E(t)} + g[\sigma(t)] \dot{\varepsilon}_{ad}(t) + \dot{\varepsilon}_f(t) \\ \dot{\varepsilon}_{ad}(t) &= \frac{\dot{\sigma}(t)}{E(t)} + \int_0^t J(t, t') \frac{d\sigma(t')}{1 + a(t')} \end{aligned} \quad (3.38)$$

donde el término $\dot{\varepsilon}_f(t)$, que se puede denominar "tasa de flujo", la función $g[\sigma(t)]$ se utilizan para describir la no linealidad a altas tensiones, y la función $a(t')$ describe la rigidización del hormigón causada por tensiones compresivas sostenidas, denominada "adaptación". Por otra parte, se puede sustituir el término t' por t'_e , el período equivalente de hidratación o madurez.

La forma propuesta para la función de adaptación es

$$a(t) = (a_1 + a_2 t^{-s}) \left\{ \frac{tr[\sigma_y(t)]}{f'_{c28}} \right\}^r \quad (3.39)$$

donde a_1 , a_2 , r y s son constantes. Esta fórmula permite describir un agotamiento del fenómeno con el tiempo y una dependencia fundamental de la compresión hidrostática.

Para los términos de flujo, se proponen las expresiones

$$\dot{\varepsilon}_f(t) = \frac{\sigma(t) - \alpha(t)}{E_0} f[\sigma(t)] \dot{\phi}(t) \quad (3.40)$$

en la que

$$\dot{\phi}(t) = c_0 + c_1 t^{-q} \quad (3.41)$$

tasa de flujo propiamente dicha, es un término que modeliza la rigidización con el avance del tiempo;

$$f[\sigma(t)] = \frac{I_2[s_{ij}(t)]}{c_2 + c_3 \left(1 - \frac{\sqrt{3I_2[s_{ij}(t)]}}{tr[\sigma_{ij}(t)]} \right)} \quad (3.42)$$

es creciente con el segundo invariante del desviador de tensiones (Bažant y Bhat 1976, Bažant y Asghari 1977) y decreciente con la tensión hidrostática (que tiende a cerrar las microfisuras);

$$\alpha(t) = [\sigma(t) - \alpha(t)] \left[0,8 - \frac{\alpha(t)}{f'_{c28}} \right] (b_0 + b_1 t^{-p}) \quad (3.43)$$

describe la reducción del fenómeno de flujo con la duración de la aplicación de la carga. Además, en un estudio del comportamiento tridimensional, este último término representa el centro de la superficie de carga en el espacio de tensiones, y su derivada, el endurecimiento cinemático.

Finalmente, la función

$$g[\sigma(t)] = a_3 + a_4 \{f[\sigma(t)]\}^n \quad (3.44)$$

suaviza el efecto que produciría el término de adaptación (rigidizante) a altas tensiones, en las que el fenómeno preponderante es la relajación.

La generalización tridimensional de estas expresiones sería

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_{ij} &= \frac{\dot{s}_{ij}}{2G(t_e)} + g[\sigma(t)] \int_0^t J^D(t, t_e) \frac{ds_{ij}(t')}{1+a(t')} + \frac{s_{ij} - \alpha_{ij}^D}{E_0} f[\sigma(t)] \dot{\phi}(t) \\ \dot{\epsilon}^V &= \frac{\dot{\sigma}^V}{3K(t_e)} + g[\sigma(t)] \int_0^t J^V(t, t_e) \frac{d\sigma^V(t')}{1+a(t')} + \frac{\sigma^V - \alpha^V}{E_0} f[\sigma(t)] \dot{\phi}(t) \\ \alpha_{ij}^D(t) &= [s_{ij}(t) - \alpha_{ij}^D(t)] \left[0,8 - \frac{\sqrt{J_2(\alpha)}}{f'_{c28}} \right]_3 (b_0 + b_1 t^{-p}) \\ \alpha^V(t) &= [\sigma^V(t) - \alpha^V(t)] (b_0 + b_1 t^{-p}) \end{aligned} \quad (3.45)$$

Es posible adaptar esta formulación a una expresión en cadena de Maxwell como

$$\begin{aligned} \sigma &= \sum_{\mu=1}^n \sigma_{\mu} \quad ; \quad \dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_f = \frac{\dot{\sigma}_{\mu}}{E_{\mu}^*} + \frac{\sigma_{\mu}}{\eta_{\mu}^*} \\ E_{\mu}^* &= [1+a(t)] E_{\mu}(t_e) \quad ; \quad \eta_{\mu}^* = \frac{\tau_{\mu} E_{\mu}(t_e)}{g[\sigma(t)]} \end{aligned} \quad (3.46)$$

y empleando la forma de las funciones $a(t)$ y $g[\sigma(t)]$ propuestas en (3.39) y (3.44).

2.1.4.2. Teoría endocrónica

La teoría endocrónica pretende ser un acercamiento al comportamiento inelástico no lineal del hormigón. Consiste en la caracterización de las deformaciones inelásticas acumuladas por medio de un parámetro escalar, z , denominado *tiempo intrínseco*, cuyo incremento es función de los incrementos de deformación.

La teoría endocrónica es útil para predecir deformaciones uniaxiales y triaxiales no lineales en alta carga, incluyendo la acumulación de deformaciones inelásticas en cargas cíclicas (Bažant y Bhat 1976). No está indicada para identificar la fluencia por secado ni la recuperación de deformaciones en ese caso, aunque sí funciona mejor que el principio de superposición y la teoría lineal que se basa en el mismo.

Partiendo de la relación tensión-deformación del material de Maxwell, se propone la ecuación

$$d\varepsilon = \frac{d\sigma}{E} + \sigma \frac{dt}{EZ_1} \quad (3.47)$$

donde Z_1 es una constante. La teoría endocrónica reemplaza dt por una función escalar dz de $d\varepsilon_{ij}$ y del propio tiempo. Dicha función se puede obtener realizando un desarrollo en serie de potencias de $d\varepsilon_{ij}$, y teniendo en cuenta las siguientes restricciones:

1. Debe tender a 0 cuando dt y $d\varepsilon_{ij}$ tienden a 0;
2. Debe ser monótonamente creciente;
3. Para respetar la isotropía, debe ser función de los invariantes de $d\varepsilon_{ij}$;

Así, las relaciones tensodeformacionales quedan como sigue, para cada una de las μ -ésimas unidades de la cadena de Maxwell:

$$\begin{aligned} de_{ij} &= \frac{ds_{ij\mu}}{2G_\mu} + \frac{s_{ij\mu}}{2G_\mu} dz_\mu, \quad s_{ij} = \sum_{\mu=1}^n s_{ij\mu} \\ d\varepsilon^V &= \frac{d\sigma_\mu^V}{3K_\mu} + \frac{\sigma_\mu^V}{3K_\mu} \frac{dt}{\tau_\mu} + d\lambda + d\varepsilon^{V0}, \quad \sigma^V = \sum_{\mu=1}^n \sigma_\mu^V \end{aligned} \quad (3.48)$$

La expresión de las variables dz_μ , obtenidas del modo esbozado más arriba, sería la siguiente:

$$\begin{aligned} dz_\mu &= \left[\left(\frac{d\xi_\mu}{Z_\mu} \right)^2 + \left(\frac{dt}{\tau_\mu} \right)^2 \right]^{1/2}, \quad d\xi_\mu = \frac{d\eta_\mu}{f(\eta_\mu)} \\ d\eta_\mu &= F(\varepsilon_{ij}, \sigma_{ij}) d\xi_\mu, \quad d\xi_\mu = \left(\frac{1}{2} de_{ij}^0 de_{ij}^0 \right)^{1/2} \\ de_{ij}^0 &= de_{ij} - de_{ij}^t, \quad de_{ij}^t = \frac{s_{ij\mu} dt}{2G_\mu \tau_\mu} \end{aligned} \quad (3.49)$$

donde ξ es una medida de distorsión que excluye las partes linealmente viscoelásticas de las deformaciones (de'_{μ}) con la finalidad de representar la fluencia no lineal.

Es posible realizar una simplificación para estados de alta carga uniaxial, lo que es bastante representativo dada la existencia de información experimental acerca de fluencia multiaxial. Para valores de carga inferiores a $0,9 f'_c$, la dilatación inelástica λ es despreciable, y el módulo de Poisson se puede suponer igual a 0,2. Sustituyendo estos valores en las expresiones propuestas por Bažant, se obtiene (Bažant y Asghari 1977):

$$\begin{aligned} d\eta_{\mu} &= \left(b_0 + \frac{b_2}{b_1 - \sigma_{\mu}} |\varepsilon| \right) d\xi_{\mu}, \quad d\xi_{\mu} = |d\varepsilon - d\varepsilon'_{\mu}|, \quad d\varepsilon'_{\mu} = \frac{\sigma_{\mu}}{E_{\mu}} \frac{dt}{\tau_{\mu}} \\ d\zeta_{\mu} &= \frac{d\eta_{\mu}}{1 + \beta_1 \eta_{\mu}} \\ d\varepsilon &= \frac{d\sigma_{\mu}}{E_{\mu}} + \frac{\sigma_{\mu}}{E_{\mu}} dz_{\mu} + d\varepsilon^0, \quad \sigma = \sum_{\mu=1}^n \sigma_{\mu} \end{aligned} \quad (3.50)$$

donde $b_0 = 0,693 v$, $b_1 = f'_c / 0,4$, $b_2 = 0,693^2 b_1$, y $\beta_1 = 30$.

Para identificar el resto de parámetros, se recomienda calibrar los E_{μ} empleando datos a largo plazo y baja carga, y una vez identificados, obtener los Z_{μ} , que caracterizan la fluencia no lineal en este modelo. También es posible utilizar directamente en (3.49) la serie

$$Z_{\mu} = Z_1 \frac{1}{\mu} e^{\mu-1}, \quad Z_1 = 0,268 \cdot 10^{-3} \quad (3.51)$$

que da el mejor resultado con los datos considerados en la bibliografía. Una vez identificados todos los parámetros, se resuelve la ecuación diferencial paso a paso.

2.1.4.3. Teoría de la solidificación. Micropretensado y solidificación.

La teoría de la solidificación (Bažant y Prasannan 1989a,b) parte de la descomposición de las deformaciones del hormigón como

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_E(t) + \varepsilon_f(t) + \varepsilon^0(t) \quad ; \quad \varepsilon_f(t) = \varepsilon_{fl}(t) + \varepsilon_v(t) \quad (3.52)$$

en la que $\varepsilon_v(t)$ es la deformación viscoelástica y $\varepsilon_{fl}(t)$ es la deformación viscosa pura (flujo). Cada una de estas deformaciones está asociada a una fracción volumétrica de la pasta de cemento solidificada, cuyo crecimiento con el tiempo se representa como $v(t)$ y $f(t)$ respectivamente. De la expresión del modelo se desprende que estas dos fracciones están acopladas en serie, dando lugar a la aditividad de sus deformaciones. Los modelos con acoplamiento de deformaciones en serie suelen dar una cota superior de la rigidez del material, pero en este caso resulta una buena aproximación del comportamiento del hormigón.

La hipótesis básica del modelo es que la pasta de cemento comienza a soportar tensiones desde el momento en el que solidifica a partir del estado fluido, mientras que todos

los depósitos sólidos están sometidos a la misma deformación. Por lo tanto, una fracción de volumen de cemento sólido $dv(t)$ precipitado en el instante t está libre de tensiones en ese instante. Llamando $\sigma_g[v, t]$ a la tensión soportada por un volumen v de materia solidificada (gel de cemento) en el instante t ,

$$\sigma(t) = \int_{\tau=0}^t \sigma_g[v(\tau), t] dv(\tau) \quad (3.53)$$

y la deformación viscoelástica asociada sería

$$\varepsilon_v(t) - \varepsilon_v(t) = \int_0^t \Phi(t-t') \sigma_g[v(\tau), dt'] \quad (3.54)$$

donde $\Phi(t-t')$ es la función de fluencia microscópica de la pasta de cemento hidratada. Esta ecuación se puede reducir a una forma diferencial para evaluar la tasa de deformación (Bažant 1977).

Adoptando una formulación análoga para las deformaciones viscosas puras y multiplicando cada una de las tasas de deformación por una función adimensional dependiente de la tensión, despreciable a tensiones bajas, para representar el comportamiento no lineal a altas cargas, se obtienen las expresiones

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_v(t) &= \frac{F[\sigma(t)]}{v(t)} \int_0^t \dot{\Phi}(t-t') d\sigma(t') \\ \dot{\varepsilon}_f(t) &= \frac{F[\sigma(t)]}{f(t)} \int_0^t \dot{\Psi}(t-t') d\sigma(t') \end{aligned} \quad (3.55)$$

donde $\Psi(t-t')$ es la función de viscosidad pura microscópica de la pasta de cemento. Por ello, la segunda ecuación se puede escribir en la forma

$$\dot{\varepsilon}_f(t) = \frac{F[\sigma(t)]}{\eta(t)} \sigma(t) \quad (3.56)$$

donde $\eta(t)$ es la viscosidad macroscópica aparente, que varía con el tiempo de acuerdo con el crecimiento de la fracción volumétrica asociada.

Esta formulación da lugar a una expresión explícita de la tasa de fluencia, y no de la función de fluencia en sí, que debe ser integrada:

$$\frac{\partial J(t, t')}{\partial t} = \frac{n(q_2 \lambda_0^m t^{-m} + q_3)}{(t-t') + \lambda_0^n (t-t')^{1-n}} + \frac{q_4}{t} \quad (3.57)$$

donde $q_2, q_3, q_4, \lambda_0, m$ y n son parámetros del material.

La forma propuesta del término no lineal es

$$F(\sigma) = \frac{1+3s^5}{1-\Omega} \quad , \quad s = \frac{\sigma}{f_c'} \quad , \quad \Omega = s^{10} \quad (3.58)$$

Este modelo se puede aplicar directamente o bien adaptar a un modelo de cadena de Kelvin, como se mencionó anteriormente. El desarrollo del modelo se puede entonces conducir de dos maneras: o bien en forma de cadena de Kelvin sin envejecimiento (Bažant y Prasannan 1989b, Bažant y Xi 1995), en la que se incluye el envejecimiento por medio del crecimiento del volumen de pasta de cemento hidratada en una relación posterior, o bien en forma de cadena de Kelvin con envejecimiento (Carol y Bažant 1993). En ambos casos, el término de flujo se introduce aditivamente, como un elemento en serie acoplado al resto del modelo.

La teoría de la solidificación se puede modificar aplicando la teoría de Micropretensado (Bažant et al. 1997a,b), en la que se modeliza el componente de flujo con un elemento que representa el deslizamiento entre las láminas del gel de cemento con la consiguiente relajación de tensiones internas:

$$\frac{\partial J(t, t')}{\partial t} = \frac{n(q_2 \lambda_0^m t^{-m} + q_3)}{(t-t') + \lambda_0^n (t-t')^{1-n}} + \frac{q_4}{k_1} (p-1) S^{p-2} \dot{S} \quad (3.59)$$

Para calcular el valor S , que representa la microtensión interna en las láminas de gel, se resuelve la ecuación diferencial que gobierna su relajación con el paso del tiempo:

$$\dot{S} + c_0 S^p = -c_1 \frac{\dot{h}}{h} \quad (3.60)$$

con lo que se puede conseguir además una aproximación del comportamiento de la fluencia por secado.

Otro acercamiento consiste en aplicar el modelo de solidificación únicamente a la pasta de cemento (Granger y Bažant 1995, Baweja et al. 1998), incluyendo la acción de los áridos como muelles en serie y en paralelo en un modelo reológico compuesto. De este modo, se pueden extraer conclusiones acerca de la influencia de la composición del hormigón en su comportamiento a fluencia.

2.2. Métodos de análisis

2.2.1. Integrales hereditarias: principio de superposición

El estudio de la fluencia partiendo del principio de superposición constituye uno de los acercamientos más antiguos, siendo planteado ya por McHenry en 1943. Consiste en la aplicación directa del principio de superposición de Boltzmann a la función de fluencia; de ese modo, bajo forma de integral de Stieltjes, se cumple

$$\varepsilon(t) - \varepsilon^0(t) = \int_0^t J(t, t') d\sigma(t') \quad (3.61)$$

donde $\varepsilon^0(t)$ (término que será omitido de ahora en adelante por comodidad) representa las deformaciones independientes de la carga. Integrando por partes la expresión anterior, se obtiene una formulación ligeramente diferente y de uso bastante habitual:

$$\varepsilon(t) = \sigma(t)J(t, t) - \int_0^t \frac{\partial J(t, t')}{\partial t} d\sigma(t') \quad (3.62)$$

La aplicación directa de esta integral supone un engorroso problema de cálculo cuando se emplea en estructuras reales o cargas cíclicas, ya que para conocer la deformación en un instante dado obliga a tener en cuenta toda la historia de cargas y deformaciones de la pieza hasta ese momento, lo que supone un alto coste computacional.

Una excepción a la consideración anterior la constituyen las funciones de fluencia viscoelásticas sin envejecimiento, es decir, aquellas funciones de fluencia simplificadas que adoptan la forma

$$J(t, t') = f(t - t') \quad (3.63)$$

En este caso, la fórmula de Boltzmann se escribe en forma de integral de convolución de Riemann:

$$\varepsilon(t) = \sigma(t)f(0) + \int_0^t f'(t - t') d\sigma(t') \quad (3.64)$$

Expresando el operador convolución de Riemann mediante el símbolo " $*$ ", la expresión anterior se escribiría

$$\varepsilon = f' * \sigma \quad (3.65)$$

y llamando φ^* a la transformada de Carson² de la función φ , se cumple

² $\varphi^* = \ell \varphi' = s \ell \varphi$, donde $\ell \varphi(s)$, transformada de Laplace de la función φ , es $\ell \varphi(s) = \int_{-\infty}^{\infty} \varphi(\tau) e^{-s\tau} d\tau$

$$\varepsilon^* = f^* \sigma^* \quad (3.66)$$

De este modo, todos los cálculos se transforman en cálculos algebraicos ordinarios sobre las transformadas de Carson de ε , σ y f , funciones de s (Salençon 1983). Así, para resolver un problema viscoelástico sin envejecimiento, se debe seguir el proceso siguiente:

1. Escribir la función $J(t, t')$ bajo la forma $f(t - t')$
2. Calcular la transformada de Carson de $f(t - t')$ y de los datos (historia de cargas o historia de deformaciones)
3. Efectuar los cálculos algebraicos necesarios para la solución del problema
4. Volver a las *originales* (funciones de t) de las funciones de s obtenidas por cálculos algebraicos, que representan las transformadas de las funciones solución buscadas.

Otro acercamiento parte de la diferenciación de la integral fundamental (3.61), obteniendo la expresión de la velocidad de deformación:

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\dot{\sigma}(t)}{E(t)} + \int_0^t \frac{\partial J(t, t')}{\partial t} d\sigma(t') \quad (3.67)$$

Basándose en esta segunda ecuación, algunos métodos imponen integrales dependientes de la historia de tensiones sobre la velocidad de deformación en vez de sobre la deformación en sí (Bažant et al. 1983, Bažant y Prasannan 1989a), permitiendo modificaciones que dan lugar a teorías más refinadas (como el modelo de solidificación, apartado 2.1.4.3, o el modelo de adaptación y flujo, apartado 2.1.4.1).

2.2.2. Métodos simplificados para fluencia lineal con envejecimiento

2.2.2.1. Método del módulo efectivo

El método del módulo efectivo ajustado por edad (*age-adjusted effective modulus*) es un algoritmo de cálculo que permite la implantación de las deformaciones de fluencia en un estudio estructural paso a paso. Consiste en la sustitución de la relación diferencial por una relación incremental.

El fundamento del método es el teorema siguiente (Bažant 1972): suponiendo la relación cuasielástica

$$\begin{aligned} \varepsilon(t) - \varepsilon^0(t) &= \varepsilon_0 + \varepsilon_1 \varphi(t, t_0) \quad , \quad t > t_0 \\ \sigma(t) &= 0 \quad , \quad 0 < t < t_0 \end{aligned} \quad (3.68)$$

donde ε_0 y ε_1 son constantes arbitrarias, entonces la tensión varía linealmente con la relajación, y las relaciones tensión – deformación se puede escribir exactamente en la forma de una relación elástica incremental:

$$\Delta\sigma(t) = E''(t, t_0) [\Delta\varepsilon(t) - \Delta\varepsilon''(t)] \quad (3.69)$$

donde

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon(t) &= \varepsilon(t) - \varepsilon(t_0) \quad , \quad \Delta\sigma(t) = \sigma(t) - \sigma(t_0) \\ \Delta\varepsilon''(t) &= \frac{\sigma(t_0)}{E(t_0)} \varphi(t, t_0) + \varepsilon^0(t) - \varepsilon^0(t_0) \\ E''(t, t_0) &= \frac{E(t_0)}{1 + \chi(t, t_0) \varphi(t, t_0)} \\ \chi(t, t_0) &= \left[1 - \frac{E_R(t, t_0)}{E(t_0)} \right]^{-1} - \frac{1}{\varphi(t, t_0)} \end{aligned} \quad (3.70)$$

Las funciones $\chi(t, t_0)$, $E''(t, t_0)$ y $\Delta\varepsilon''(t)$ se denominan coeficiente de envejecimiento, módulo efectivo ajustado por edad e incremento ficticio de deformación inelástica. Como se observa de las expresiones, es posible calcular todos los valores conocida la función de fluencia, previo cálculo de la función de relajación E_R , lo que se puede realizar a través de la ecuación de Volterra.

Este método es el acercamiento más económico a los problemas de fluencia lineal (RILEM TC69-2 1988), y está recomendado en el código ACI (1982). Es exacto para historias de tensión sin saltos; el estudio de estos casos se realiza por medio del principio de superposición.

2.2.2.2. Métodos RC y RF

El método RC (*Rate-of-Creep*, tasa de fluencia) (Dischinger 1937), también conocido como método de Dischinger, se corresponde con un modelo de Maxwell con envejecimiento con una sola unidad. Su formulación general es la siguiente:

$$J(t, t') = \frac{1}{E(t')} + \frac{\psi(t) - \psi(t')}{E_c} \quad (3.71)$$

donde E_c es constante y $\psi(t)$ es una función de una sola variable que satisface $\psi(t) = \varphi(t, t_0)$, donde t_0 es la edad de la primera carga. El método es apto para estimar los valores de la fluencia cuando el hormigón es joven, pero se producen serias desviaciones para edades avanzadas (Bažant y Najjar 1973, Constantinescu e Illston 1974).

La ventaja de esta formulación es que, al ser introducida en la ecuación general de la integral de superposición (3.67), la ecuación se reduce a la ecuación diferencial

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{\dot{\sigma}(t)}{E(t)} + \frac{\sigma(t)}{E_c} \dot{\psi}(t) \quad (3.72)$$

expresión que implica que la tasa de fluencia es independiente de la historia previa de tensiones.

El método RF (*Rate-of-Flow*, tasa de flujo) (England e Illston 1965, Constantinescu e Illston 1974) descompone la función de fluencia como la suma de una componente elástica con retardo, recuperable, y una componente de flujo, no recuperable (Illston 1965). El flujo, a su vez, responde a la forma del método RC, con lo que

$$J(t, t') = \frac{1}{E_d} + \frac{\varphi_f(t) - \varphi_f(t')}{E(t_0)} ; \quad \frac{1}{E_d} = \frac{1}{E(t')} + \frac{\varphi_d}{E_{28}} \quad (3.73)$$

Inspirándose en el concepto de módulo ficticio que se desprende del método RF, Nielsen (1970, 1982) propuso un "método de Dischinger modificado" que incluye un módulo y un coeficiente de fluencia ficticios para representar el componente elástico retardado. El método resulta equivalente a una cadena de Kelvin con una sola unidad.

$$\begin{aligned} J(t, t') &= \frac{1}{E'} + \frac{\omega(t) - \omega(t')}{E'} \\ E' &= \frac{E_0}{1 + \beta} ; \quad \omega(t) = \frac{\psi(t) + \alpha - \beta}{1 + \beta} \\ \alpha &= \varphi(t, t_0) - \psi(t) ; \quad \beta = \left(\frac{E_0}{E_L} \right)^{\kappa} (1 + \alpha) - 1 \end{aligned} \quad (3.74)$$

En esta expresión, los subíndices "0" se refieren a la edad de la primera carga del hormigón, y "L" a la duración de la misma.

2.2.2.3. Método del tiempo reducido

El método del tiempo reducido (Gamble y Jordaan 1974, Jordaan 1974) es un método basado en los métodos viscoelásticos directos (esbozados en el apartado 2.2.1), con una modificación que permite la introducción de los fenómenos de envejecimiento. Suponiendo la deformación del hormigón descompuesta en tres términos $\alpha(t)$, $\beta(t)$ y $\gamma(t)$, que representarían respectivamente las deformaciones instantánea, de fluencia reversible y de fluencia irreversible, la deformación se escribe

$$\varepsilon(t) = \alpha(t) + \beta(t) + \gamma(t) \quad (3.75)$$

donde $\alpha(t)$ es el cociente entre tensión y módulo elástico, y $\beta(t)$ es una función viscoelástica sin envejecimiento (analizable mediante la transformada de Carson, ver apartado 2.2.1). La función $\gamma(t)$ adoptaría la forma

$$\Delta\gamma(t) = \Delta\sigma[f(t) - f(t')] \quad (3.76)$$

donde $f(t)$ representa la deformación de fluencia irreversible a la edad t por unidad de tensión. Generalizando la expresión para tensiones variables en el tiempo, se obtiene

$$\gamma(t) = \int_0^t [f(t) - f(t')] d\sigma(t') \quad (3.77)$$

Si se conoce la función $f(t)$ (obtenida, por ejemplo, a partir de datos experimentales), se realiza la transformación

$$t^* = f(t) \quad (3.78)$$

donde t^* recibe el nombre de *tiempo reducido*. De este modo, la expresión transformada de la deformación irreversible es

$$\gamma(t^*) = \int_0^{t^*} (t^* - t'^*) d\sigma(t'^*) \quad (3.79)$$

invariable en el dominio t'^* . También se puede escribir de este modo la función de fluencia reversible (viscoelástica lineal), de modo que

$$\alpha(t^*) = \frac{\sigma(t^*)}{E(t^*)} \quad ; \quad \beta(t^*) = \int_0^{t^*} g(t^* - t'^*) d\sigma(t'^*) \quad (3.80)$$

y realizando la transformación de Laplace en el dominio t^*

$$\ell\mathcal{E}(s) = \int_{-\infty}^{\infty} \mathcal{E}(t^*) e^{-st^*} dt^* \quad ; \quad \mathcal{E}(t^*) = \alpha(t^*) + \beta(t^*) + \gamma(t^*) \quad (3.81)$$

se puede proceder directamente como si fuera un problema viscoelástico lineal sin envejecimiento.

La exactitud de este método para representar la fluencia a partir de unos datos experimentales mediante calibración de parámetros (optimización) es comparable a la proporcionada por los modelos RF y RC (Bažant y Thonguthai 1976).

2.2.3. Métodos basados en desarrollos en serie

Las leyes de fluencia basadas en desarrollos en serie, que forman parte de las leyes de tipo incremental, presentan ventajas frente a las leyes integrales. Desde el punto de vista de los fundamentos teóricos, es más fácil expresar fenómenos termodinámicos dependientes del tiempo en función de variables de estado cuyo valor es conocido en cada instante (llamadas en este caso tensiones o deformaciones ocultas, como se verá más adelante) que en función de las historias de tensiones o deformaciones (Bažant y Asghari 1974b). Por otra parte, evitan tener que retener la historia de deformaciones (Zienckiewicz et al. 1968), y por ello son recomendables en algoritmos de cálculo por ordenador (RILEM TC69 1987). Finalmente, una ley de tipo incremental permite establecer una correlación con la teoría física de los procesos en la microestructura, que puede proporcionar información adicional muy valiosa (Bažant y Wu 1974b).

Como inconveniente, hay que tener en cuenta que los modelos de fluencia basados en formulaciones incrementales del tipo cadena de Maxwell o cadena de Kelvin necesitan, para su caracterización, una descripción de la evolución de los módulos elásticos E_μ y viscosidades η_μ con el tiempo, con el fin de representar adecuadamente el fenómeno de envejecimiento (hidratación del cemento). Estas descripciones, que se suelen obtener por aproximación numérica de resultados experimentales, son incómodas de obtener, además de ser muy sensibles a dispersiones de los datos experimentales. Además, en el caso concreto de la cadena de Kelvin, los valores obtenidos para E_μ y η_μ no son siempre positivos. Este hecho no impide su aplicación para resolver problemas estructurales, pero sí la interpretación física de los valores individuales (Bažant y Wu 1973).

2.2.3.1. Cadena de Kelvin

El modelo de cadena de Kelvin (o Kelvin-Voigt) es un modelo general de material viscoelástico con envejecimiento. Se llama *unidad de Kelvin* a un elemento elástico y un elemento viscoso dispuestos en paralelo, y *cadena de Kelvin* a un conjunto de unidades de Kelvin dispuestas en serie (Zienckiewicz et al. 1968, Bažant y Wu 1973, Bažant y Asghari 1974b), como se representa en la figura 3.4.

La deformación total de la cadena de Kelvin es la suma de las deformaciones de cada una de las unidades, denominadas *deformaciones ocultas*, mientras que la tensión es la misma en todas las unidades. La ecuación constitutiva incluyendo envejecimiento de la cadena es la siguiente (en el caso uniaxial):

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \sum_{\mu=1}^n \varepsilon_\mu \\ \dot{\sigma} &= (E_\mu + \dot{\eta}_\mu) \dot{\varepsilon}_\mu + \eta_\mu \ddot{\varepsilon}_\mu\end{aligned}\tag{3.82}$$

Para el caso tridimensional isotrópico con envejecimiento, se puede reescribir la expresión como

$$\bar{\varepsilon} = \sum_{\mu=1}^n \bar{\varepsilon}_{\mu}$$

$$\bar{B} \dot{\bar{\sigma}} = [E_{\mu}(t) + \dot{\eta}_{\mu}(t)] \dot{\bar{\varepsilon}}_{\mu} + \eta_{\mu}(t) \ddot{\bar{\varepsilon}}_{\mu} \quad (3.83)$$

donde

$$\bar{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{bmatrix}; \bar{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \end{bmatrix}; \bar{B} = \begin{bmatrix} 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\nu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{bmatrix} \quad (3.84)$$

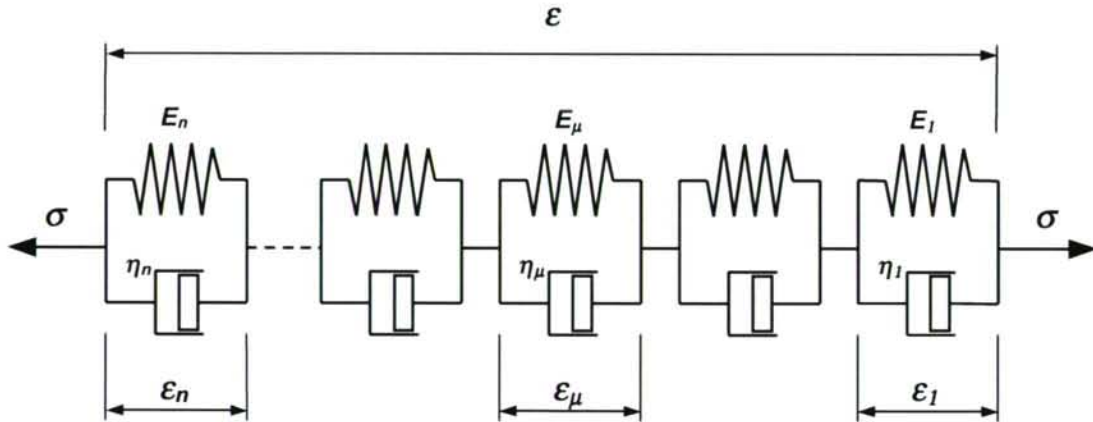


Figura 3.4.- Representación gráfica de la cadena de Kelvin

La cadena de Kelvin es, en principio, una mejor representación de los problemas de fluencia que la cadena de Maxwell (que se deduce a partir de fenómenos de relajación), aunque presenta ciertos inconvenientes. A no ser que se permita la introducción de términos reológicos negativos, es incapaz de representar modelos de fluencia cuyas curvas para diferentes edades de aplicación de carga sean divergentes con el tiempo (Bažant y Kim 1978), que, aunque no es la situación habitual, como se ha constatado experimentalmente en algunas ocasiones (Bažant 1975); los módulos negativos aparecen también en ocasiones al intentar obtener los parámetros reológicos a partir de datos experimentales (Bažant y Wu 1973). Para obtener módulos de deformación positivos (y por lo tanto, con sentido termodinámico), es preciso imponer una condición *a priori* sobre sus valores, como la que introduce la Teoría de la Solidificación (Bažant y Prasannan 1989a, Bažant y Carol 1994), que

independiza la cadena de Kelvin, otorgándole coeficientes positivos y constantes, del envejecimiento del material, caracterizado por una función independiente.

Por otro lado, es a veces desechada frente a la última por introducir una ecuación diferencial de segundo grado que puede resultar excesivamente compleja en algunos casos.

Para modelizar un material viscoelástico por medio de la cadena de Kelvin es preciso emplear un algoritmo numérico que permita su cálculo a partir de datos de fluencia concretos, para lo cual se propone un procedimiento. Cabe señalar además que el modelo de Kelvin sencillo, compuesto por una única unidad más un elemento elástico, también ha sido aplicado al estudio de la fluencia, pero solo resulta útil en el caso de los hormigones jóvenes (De Schutter 1999).

La hipótesis simplificativa básica del procedimiento numérico es la imposición de tiempos de retardo constantes:

$$\tau_{\mu} = \frac{\eta_{\mu}(t)}{E_{\mu}(t)} \quad (3.85)$$

donde τ_{μ} varía de unidad a unidad, pero es constante en el tiempo. Estos tiempos pueden ser fijados de la siguiente manera:

$$\begin{aligned} \tau_{\mu} &= 10^{\mu-2} \tau_2, \quad 2 < \mu < n \\ \tau_2 &= 0,001 \text{ días} \\ \tau_1 &= 0 \Rightarrow \eta_1 = 0 \quad (\text{la primera unidad no tiene elemento viscoso}) \end{aligned} \quad (3.86)$$

Imponiendo una tensión de valor unidad constante con el tiempo, la solución de la ecuación diferencial de la μ -ésima unidad es

$$\dot{\epsilon}_{\mu}(t) = \frac{1}{\tau_{\mu} E_{\mu}(t)} \exp\left(-\frac{t-t'}{\tau_{\mu}}\right) \quad (3.87)$$

obteniendo una expresión explícita de la velocidad de deformación unitaria. La velocidad de deformación total de la cadena, suma de las velocidades de deformación ocultas, adopta la forma de serie de Dirichlet:

$$\dot{\epsilon}(t) = \sum_{\mu=2}^n \frac{1}{\tau_{\mu} E_{\mu}(t)} \exp\left(-\frac{t-t'}{\tau_{\mu}}\right) \quad (3.88)$$

La primera unidad no entra en el sumatorio, por corresponder a la deformación instantánea (velocidad de deformación infinita).

Esta expresión no es apta directamente para el cálculo de los valores de los módulos elásticos: implica la diferenciación numérica de datos experimentales de ensayos de fluencia, lo que introduce un error excesivo. El problema se puede solucionar si se impone para la inversa del módulo elástico una función también en forma de serie de Dirichlet:

$$\frac{1}{E_\mu(t)} = \sum_{k=1}^m J_{\mu k} \exp\left(-\frac{t}{\tau'_k}\right), \quad \mu = 1, \dots, n \quad (3.89)$$

donde los valores $J_{\mu k}$ son constantes, y

$$\begin{aligned} \tau'_k &= 10^{k-1} \tau'_1, \quad 1 < k < m \\ \tau'_1 &= 0,001 \text{ días} \\ \tau'_m &\rightarrow \infty \end{aligned} \quad (3.90)$$

También se puede trabajar con funciones exponenciales de $(-t'/\tau'_k)^q$ en vez de sencillamente $(-t'/\tau'_k)$, siendo q un parámetro de valor (a ajustar) entre 0 y 1, lo que permite un mejor rendimiento del algoritmo con menor número de unidades de Kelvin; este ajuste se conoce como "tiempo reducido" (Bažant y Chern 1984a).

De este modo, se puede integrar la velocidad de deformación para obtener una expresión explícita de la deformación por unidad de tensión, es decir, de la función de fluencia:

$$\begin{aligned} J(t, t') &= \sum_{\mu=1}^n \sum_{k=1}^m J_{\mu k} \phi_{\mu k}(t, t'), \text{ con} \\ \phi_{\mu k}(t, t') &= \left(\frac{t-t'}{\tau_\mu} \right) \left[\frac{1 - \exp((t-t')/\tau_{\mu k})}{(t-t')/\tau_{\mu k}} \right] \exp(-t'/\tau'_k), \quad \tau_{\mu k} = \frac{\tau_\mu \tau'_k}{\tau_\mu + \tau'_k} \end{aligned} \quad (3.91)$$

El problema se reduce a la determinación de los valores $J_{\mu k}$ por el método de mínimos cuadrados. No obstante, la experiencia demuestra que si se intenta obtener estos valores directamente, las curvas temporales que describen los módulos elásticos tienen aspecto aleatorio, por lo que conviene introducir una forma de suavización; por ejemplo, se puede hacer que las expresiones de $1/E_\mu(t)$ sean polinomios de pequeño grado en $\ln(\tau_\mu)$.

2.2.3.2. Cadena de Maxwell

El modelo de cadena de Maxwell es un modelo general de material viscoelástico con envejecimiento. Se llama *unidad de Maxwell* a un sistema sencillo compuesto por un elemento elástico y un elemento viscoso dispuestos en serie, y *cadena de Maxwell* a un sistema compuesto por un número cualquiera de unidades de Maxwell dispuestas a su vez en paralelo (Bažant y Wu 1974a), como se representa en la figura 3.5.

La tensión en cada una de las unidades de Maxwell se denomina *tensión oculta* de la unidad, y la tensión soportada por el conjunto de la cadena se calcula como suma de las tensiones ocultas. La deformación de cada una de las unidades es igual a las demás, e igual a la deformación del conjunto de la cadena. Así, la ecuación constitutiva de la cadena sería, para el caso unidimensional:

$$\sigma = \sum_{\mu=1}^n \sigma_{\mu}$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}_{\mu}}{E_{\mu}} + \frac{\sigma_{\mu}}{\eta_{\mu}} \quad (3.92)$$

En el caso de un material viscoelástico isotrópico tridimensional con envejecimiento, la relación completa sería:

$$\bar{\sigma} = \sum_{\mu=1}^n \bar{\sigma}_{\mu}$$

$$\dot{\bar{\varepsilon}} = \frac{\bar{B} \dot{\bar{\sigma}}_{\mu}}{E_{\mu}(t)} + \frac{\bar{B}' \bar{\sigma}_{\mu}}{\eta_{\mu}(t)} \quad (3.93)$$

donde

$$\bar{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{bmatrix}; \bar{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \end{bmatrix}; \bar{B} = \bar{B}' = \begin{bmatrix} 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\nu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{bmatrix} \quad (3.94)$$

Las matrices \bar{B} y \bar{B}' se suponen iguales porque la diferencia entre el módulo de Poisson instantáneo y a plazo es despreciable.

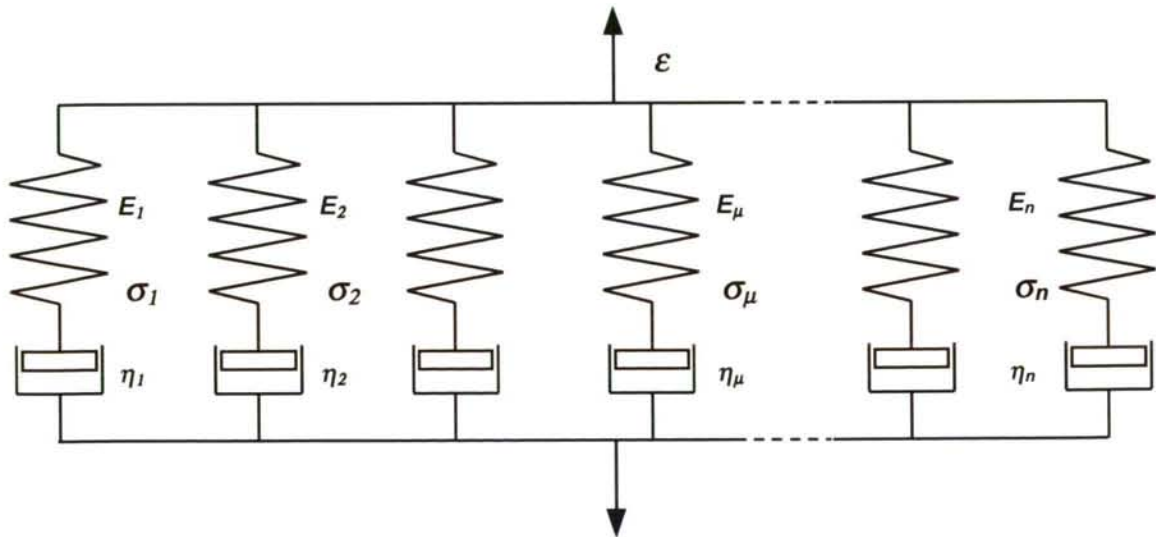


Figura 3.5.- Representación gráfica de la cadena de Maxwell

Es posible incluir en la expresión las deformaciones llamadas “no mecánicas”, es decir, las que son independientes de la tensión. En ese caso, la expresión sería

$$\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^0 = \frac{\overline{B} \dot{\overline{\sigma}}_\mu}{E_\mu(t)} + \frac{\overline{B}' \overline{\sigma}_\mu}{\eta_\mu(t)} \quad (3.95)$$

La cadena de Maxwell está especialmente indicada para el tratamiento de problemas de relajación, por su relación conceptual con los mismos; sin embargo, es posible tratar problemas de fluencia con la misma, ya que es un modelo equivalente al de la cadena de Kelvin (Roscoe 1950, Bažant y Wu 1974), que es el derivado directamente del problema de fluencia, pero presenta menores complicaciones en el cálculo.

Los valores de los módulos elásticos y de las viscosidades deben ser determinados a través de un algoritmo numérico, y a partir de datos experimentales. El procedimiento se detalla en el capítulo 6 del presente documento.

2.3. Funciones de fluencia: formulaciones prácticas

Se presentan a continuación y con brevedad algunos de los modelos de fluencia más habituales de entre los empleados hoy en día, además de un listado no exhaustivo de otros que se han utilizado con anterioridad. Como crítica general, se puede señalar que todos ellos son igualmente válidos para extrapolar o interpolar valores de fluencia a partir de datos experimentales conocidos; como modelo de predicción, son útiles para hormigones similares a los de la base de datos empleada para calibrar los parámetros en cada caso, por lo que en el caso de ser necesaria una predicción ajustada es preferible recurrir a una calibración particular; en caso contrario, se puede llegar a cometer errores del orden del 50% en el caso de las deformaciones totales a largo plazo (Gardner y Zhao 1993, Teply et al. 1996).

2.3.1. Modelo CEB-FIP 1990

Aprobado en el 11º Congreso de la FIP en junio de 1990 en Hamburgo y en la 27ª sesión plenaria del CEB en París en 1990, el siguiente modelo forma parte del Código Modelo CEB/FIP 1990 para Estructuras de Hormigón. Dicho documento se emplea como referencia en el Eurocódigo 2 (“Proyecto de Estructuras de Hormigón, parte1: Reglas Generales y Reglas para Edificios”) y es por lo tanto un intento de normalización del modelo de comportamiento del hormigón. La Instrucción de Hormigón Estructural EHE, en vigor en España desde junio de 1999, adopta por lo tanto este modelo.

Se acepta una descomposición de las deformaciones de origen tensional en componente instantánea y componente diferida:

$$\varepsilon_{c\sigma}(t, t') = \varepsilon_{ci}(t) + \varepsilon_{cc}(t, t') = \sigma_c(t') \left[\frac{1}{E_c(t')} + \frac{\phi(t, t')}{E_c} \right] \quad (3.96)$$

El coeficiente de fluencia es el producto de un coeficiente básico por una curva temporal hiperbólica, que incluye un término corrector dependiente de la humedad relativa:

$$\begin{aligned} \phi(t, t') &= \phi_0 \beta_c(t - t') \\ \beta_c(t - t') &= \left[\frac{(t - t')}{\beta_H + (t - t')} \right]^{0.3} \end{aligned} \quad (3.97)$$

A su vez, el coeficiente básico depende de la humedad relativa, la composición del hormigón (expresado en su resistencia media) y las dimensiones de la pieza:

$$\phi_0 = \phi_{RH} \beta(f_{cm}) \beta(t') \quad (3.98)$$

Una de las más importantes críticas a este modelo atañe su carácter como herramienta de predicción, ya que sus parámetros han sido calibrados de acuerdo con una base de datos de fluencia que incluye hormigones sin ningún tipo de adiciones e incluso de resistencias características inferiores a los 20 MPa, resultando por ello menos representativa con el paso del tiempo y la evolución de los productos de uso habitual (McDonald 1999).

2.3.2. Modelo ACI 209R-82

Este modelo es el propuesto por el American Concrete Insititute (ACI) por medio de su comité 209, "*Creep and Shrinkage in Concrete*". Publicado en 1982 en el informe "*Prediction of Creep, Shrinkage and Temperature Effects in Concrete Structures*" (Carreira et al. 1982), ha sido reaprobadado en sucesivas ediciones de los códigos ACI. La relación tensión – deformación es del tipo cuasielástico, descomponiendo la deformación de origen tensional en término instantáneo y término de fluencia:

$$\varepsilon_{\sigma} = \varepsilon_i + \varepsilon_f = \frac{\sigma}{E_c} + \frac{\sigma}{E_c} \varphi_t = \frac{\sigma}{E_c} (1 + \varphi_t) \quad (3.99)$$

La expresión que regula la fluencia adopta una forma sencilla basada en la fórmula general de Branson y Christiason (1971), compuesta por una curva temporal hiperbólica que multiplica a un término de fluencia última, dependiente directamente de la edad de carga, humedad ambiental, dimensiones de la pieza, cono de Abrahams, el contenido en árido fino y el contenido en aire:

$$\varphi_t = \frac{(t-t')^{0,6}}{10 + (t-t')^{0,6}} \varphi_\infty$$

$$\varphi_\infty = 2,35 \cdot \gamma_{t0} \cdot \gamma_h \cdot \gamma_D \cdot \gamma_{ca} \cdot \gamma_{af} \cdot \gamma_\alpha \quad (3.100)$$

Entre estos factores, es de destacar la forma del valor

$$\gamma_{t0} = 1,25 t_0^{-0,118} \quad (3.101)$$

dependiente de la edad de carga del hormigón.

2.3.3. Modelos BP-KX y B3

El modelo BP-KX recibe su nombre de las iniciales de sus cuatro autores principales: Z. P. Bažant, L. Panula, J.-K. Kim y Y. Xi. Es una actualización y evolución del modelo anterior, el Bažant – Panula (1978a,b, 1979a), considerado hasta entonces el modelo de predicción más preciso disponible (RILEM TC69-2, 1988) y se desarrolla en una serie de siete artículos (Bažant, Panula y Kim 1991; Bažant y Kim 1991, 1992a,b,c; Bažant, Panula, Kim y Xi 1992; Bažant, Xi y Baweja 1993).

Al igual que sucede con el BP, el modelo es altamente sofisticado en cuanto a su formulación, por lo que se desarrollaron además una formulación simplificada y una formulación abreviada, orientadas a normativas, en las que se pierde precisión con respecto al modelo original pero acortando notablemente el proceso de evaluación. Por otra parte, estas formulaciones simplificadas permiten obtener predicciones muy exactas si se disponen de datos previos que permitan ajustar los parámetros intermedios por regresión lineal, en vez de adoptar los valores propuestos en la propia formulación.

Las novedades fundamentales introducidas en este modelo son las siguientes:

- Análisis contrastado con un banco de datos más extenso
- Formulación de la retracción derivada de la Teoría de la Difusión
- Formulación de la fluencia básica derivada de la Teoría de la Solidificación
- Inclusión de fenómenos no lineales y desviaciones del principio de superposición

El modelo B3, desarrollado por el comité TC 107 de RILEM bajo la dirección de Z. P. Bažant, fue propuesto en 1995 como modelo para su posible inclusión en normativas. Se caracteriza por su menor complejidad con respecto a modelos anteriores desarrollados por el mismo autor (Bažant-Panula y BP-KX), y por tener una menor carga empírica en la formulación que los mismos. Para llegar a esta sencillez, se ha partido de las expresiones básicas del modelo BP-KX, sacrificando la descripción de fenómenos como la reducción de fluencia por secado previo, la estimación de fluencia bajo carga o condiciones ambientales cíclicas, y la corrección con términos no lineales dependientes de la tensión. Se recomienda el empleo de modelos anteriores en los casos en los que estos parámetros puedan ser determinantes.

La base teórica fundamental de este modelo es la Teoría de la Solidificación, aunque también incluye avances en las expresiones relacionadas con la difusión, la activación térmica, el daño, tensiones residuales y no uniformidad de la tensión y de la humedad en los poros. Además, la base de datos del RILEM, incluida en la calibración de los parámetros, es más extensa que la empleada en los modelos previos (Bažant y Baweja 1995b).

La función de fluencia derivada de la teoría de la solidificación es la siguiente (Bažant y Prasannan 1989a,b):

$$J(t, t', \sigma) = q_1 + q_2 Q(t, t') + q_3 \ln[1 + (t - t')^n] + q_4 \ln\left(\frac{t}{t'}\right) \quad (3.102)$$

en la que se cumplen las condiciones siguientes:

- Curva de la forma $(t - t')^n$ para fluencia a tensión constante
- Curva logarítmica para fluencia a largo plazo
- Envejecimiento (crecimiento de la fracción volumétrica sólida) de la forma de la *double power law*

La función $Q(t, t')$ es una integral binomia sin solución analítica, que se puede aproximar por (Bažant y Kim 1991)

$$\begin{aligned} Q(t, t') &= Q_f(t') \left[1 + \left(\frac{Q_f(t')}{Z(t, t')} \right)^{r(t')} \right]^{-1/r(t')} \\ Z(t, t') &= (t')^{-1/2} \ln[1 + (t - t')^{0,1}] \\ Q_f(t') &= [0,086 \cdot (t')^{2/9} + 1,21 \cdot (t')^{4/9}]^1 \\ r(t') &= 1,7 \cdot (t')^{0,12} + 8 \end{aligned} \quad (3.103)$$

Los cuatro parámetros q_i tienen dimensión inversa a la tensión, y por su carácter lineal son fácilmente deducibles a partir de una regresión sobre resultados de ensayos de fluencia. En el caso de no disponerse de datos experimentales, el modelo B3 propone las aproximaciones siguientes:

$$\begin{aligned} q_1 &= \frac{0,6 \cdot 10^6}{E_{28}} \quad , \quad E_{28} = 4733 \sqrt{f'_c} \\ \left. \begin{aligned} q_2 &= 185,5 c^{0,5} (f'_c)^{-0,9} \\ q_3 &= 0,29 (w/c)^4 q_2 \\ q_4 &= 20,30 (a/c)^{-0,7} \end{aligned} \right\} \end{aligned} \quad (3.104)$$

donde w/c y a/c son las relaciones agua/cemento y árido/cemento, y c es el contenido de cemento en kg/m^3 .

2.3.4. Otras funciones de fluencia

- Straub 1930 (recuperado por Wittmann y Lukas 1974)

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \varphi_u (t - t')^{-n} \quad (3.105)$$

- Ross 1937

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \frac{m(t - t')}{n + (t - t')} \quad (3.106)$$

- Dischinger 1937

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \varphi_u (t') [1 - \exp(-\alpha(t - t'))] \quad (3.107)$$

- Mörsch 1947

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \varphi_u (t') \sqrt{1 - \exp(-\sqrt{\alpha(t - t')})} \quad (3.108)$$

- Hanson 1953

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \varphi_u (t') \log(1 + t - t') \quad (3.109)$$

- L'Hermite 1960

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \varphi_u (t') \left\{ 1 - \exp \left[A(t - t') - B \log \left(1 + \frac{t - t'}{k} \right) \right] \right\} \quad (3.110)$$

- Aleksandrovskii 1973 (ref. en Bažant y Panula 1979b)

$$J(t, t') = \frac{1}{E(t')} + C(t, t')$$

$$C(t, t') = \Psi(t') - \Psi(t) \left(\frac{\exp(\gamma t') - A_2}{\exp(\gamma t) - A_2} \right) + \Delta(t') [1 - \exp(-\alpha(t - t'))] \quad (3.111)$$

$$\Psi(t) = C_3 + \frac{A_3}{t'} \quad , \quad \Delta(t') = C_1 - C_3 + \frac{A_1 - A_3}{t'}$$

- Bažant y Osman 1976, Bažant y Panula 1978a,b , 1979^a

$$J(t, t') = \frac{1}{E_0} + \frac{\varphi_1}{E_0} (t'^{-m} + \alpha)(t - t')^n \quad (3.112)$$

- Bažant y Chern 1985a

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \frac{\varphi_1}{E} (t'^{-m} + \alpha) [(t - t')^n - B(t, t', n)] \quad (3.113)$$

$$B(t, t', n) = n \int_{\xi=0}^{t-t'} \left[1 - \left(\frac{t'}{t' + \xi} \right)^n \right] \xi^{n-1} d\xi, \quad \xi = t - t'$$

- Bažant y Chern 1985d

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \frac{\psi_0}{E} \ln [1 + \psi_1 (t'^{-m} + \alpha)(t - t')^n] \quad , \quad \varphi_1 = \psi_0 \psi_1 \quad (3.114)$$

- Gardner y Zhao 1993

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \frac{\varphi}{E} \quad (3.115)$$

$$\varphi = \alpha_1 [\alpha_2 + \ln(t - t')] \left(\alpha_3 + \frac{t - t_0}{t - t_0 + \alpha_4} \right)$$

Capítulo 4

DESCRIPCIONES DE LAS PRESAS DE BELESAR Y ALBARELLOS

1. Descripción de la presa de Belesar¹

1.1. Generalidades

La presa de Belesar está emplazada en el cañón del río Miño, en el término municipal de Chantada (Lugo). El cañón en esa zona está íntegramente constituido por granitos porfídicos; la calidad de la roca es la base del funcionamiento de una presa bóveda con aliviaderos en salto de ski y estribos de gravedad, de 129 m de altura y 600 m de longitud en coronación. El volumen de la presa es de 735.000 m³, en una excavación de 520.000 m³. El volumen embalsado es de 640 Hm³ en una cuenca de 4.000 km², recibiendo un caudal medio anual de 100 m³/s con avenidas máximas de 4.000 m³/s.

Comprende además:

- una torre de toma única para accionar las compuertas de cierre de las conducciones, de 79 m de altura;
- tres conducciones subterráneas de 4 m de diámetro para alimentación de los tres grupos con que va equipada la Central, con una producción total de 607·106 kWh
- una cámara de equilibrio, también subterránea, de 750 m² de superficie y 35 m de altura;
- un túnel de descarga de 1.211 m de longitud desde la Central al río Miño;
- un pozo de cables de 135,50 m de profundidad y 5,50 m de diámetro que une la central con el parque de transformación;

¹ Los datos descriptivos que figuran en este apartado han sido proporcionados por FENOSA (1963)

- el parque de transformación, situado entre la ladera y el estribo de la margen derecha.

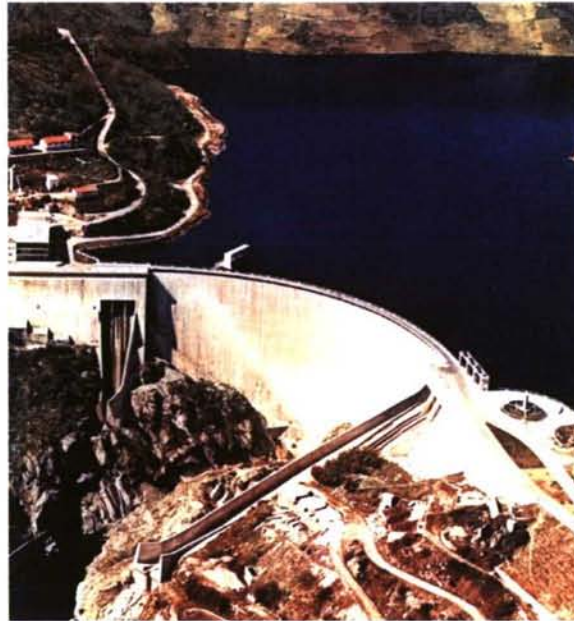


Foto 4.1.- Vista aérea de la presa de Belesar (cortesía de Unión Fenosa)

La obra se comenzó a finales del año 1957 con los accesos, instalaciones previas y desvío del río, realizándose este último en 1958. Las excavaciones de la presa comenzaron en septiembre de 1958 y se inició su hormigonado en diciembre de 1959, acabándose en noviembre de 1962. Se efectuó, por tanto, el hormigonado completo de la presa en 36 meses, a un ritmo medio de 21.000 m³ al mes y máximo de 38.000 m³ durante 2 meses.



Foto 4.2.- Vista de la central y presa de Belesar, con los aliviaderos desaguando



Foto 4.3.- Vista de la cámara subterránea

1.2. Aparatos de auscultación

Para un conocimiento exacto del comportamiento estructural de la obra en la realidad, se dispusieron, además de cuatro péndulos, un sistema de extensómetros en forma de rosetas de 6 y 9 unidades en número total de 249 y aparatos medidores de las aperturas de juntas en número de 57, así como termómetros para conocer también el estado térmico de la presa.

A estos aparatos fueron añadidos en una fase posterior dos nuevos péndulos y un sistema de extensómetros bimetálicos en la dirección del arco y de hilo de INVAR verticales entre galerías.

La ubicación de los elementos de instrumentación se detalla en los planos generales incluidos en anejo en el presente documento.

1.3. Descripción del hormigón fabricado

El hormigón de la presa se fabricó utilizando los áridos de la cantera próxima y gran parte de los que se extrajeron de los trabajos de excavaciones subterráneas. El árido pasó por dos fases de machaqueo, obteniendo mediante cribas cinco tamaños. Los datos del hormigón fabricado se presentan en la tabla 4.1.

De acuerdo con estos valores, la relación agua / cemento del hormigón habría de ser 0,6, y la relación árido total / cemento sería de 8,4.

Sobre el cemento utilizado, se sabe que procedió de la fábrica de Rezola, en San Sebastián, no habiéndose podido encontrar datos sobre su composición química o mineralógica. Lo que sí es cierto es que dicho cemento debió ser un portland normal, ya que en

la época en que se hormigonó la presa no se disponía aún de cementos con adiciones (Alonso 1994).

Material	% en peso
Cemento	10%
Agua	6%
Árido 0 - 2,5	17%
íd. 2,5 - 9,5	9%
íd. 9,5 - 38	19%
íd. 38 - 75	20%
íd. 75 - 125	19%
TOTAL	100%

Tabla 4.1.- Dosificación del hormigón de Belesar

Para fabricar el hormigón se utilizó una central del tipo Granier, con tres hormigoneras, y una capacidad de producción de 115 m³/hora, haciéndose tres dosificaciones diferentes por peso. El hormigón colocado en los bloques se vibró mediante equipos Vibro-Werken de 5 CV, 220 V y 150 ciclos, capaces de vibrar 4 m³ de un cubo en 2 minutos.

Durante la construcción de la presa se fabricaron y rompieron a compresión dos tipos de probetas diferentes: unas cúbicas, de 20×20×20 cm, empleando moldes de hierro, y otras prismáticas, de 20×20×60 cm, con moldes de madera. El peso medio obtenido al desmoldar estas últimas fue de 58,85 kg, lo que arroja una densidad media de 2450 kg/m³. En ambos casos se eliminaron los áridos de diámetro superior a 7 cm. El resumen de los valores obtenidos en rotura se presenta en la tabla 4.2.

Edad (días)	Valor medio (kp/cm ²)	Dispersión (%)
7	250	11
28	325	10
90	370	9

Tabla 4.2.- Resistencias obtenidas en los ensayos originales sobre el hormigón de Belesar

2. Diagnóstico y evaluación de la ASR en la presa de Belesar

Se presenta a continuación una descripción sucinta de las observaciones recogidas y estudios que llevaron en primer lugar a sospechar y finalmente a confirmar la presencia de expansiones por ASR en el hormigón de la presa. Como ya se ha mencionado en el presente documento, cada uno de los factores mencionados en este apartado no sirve por sí solo para diagnosticar un problema de expansión por ASR; sin embargo, la combinación de todos los factores (desplazamientos, orientación y tipo de fisuras, presencia de gel en las mismas, análisis químico del gel y del hormigón, registros de los extensómetros correctores...) sí parecen indicativos en su conjunto de la presencia de este problema en el hormigón, conclusión en la que coinciden todos los autores citados en el presente apartado.



Foto 4.4.- Detalle de las exudaciones en testigos extraídos de la galería de coronación de Belesar

2.1. Desplazamientos

Además de los desplazamientos estacionales habituales, la presa de Belesar presenta un desplazamiento medio irreversible en dirección aguas arriba desde el comienzo de la toma de medidas en 1963 (Del Hoyo y Gutiérrez 1994). Dicho desplazamiento comenzó a acelerarse entre 1981 y 1983, como han puesto de manifiesto los movimientos de los péndulos (véanse ejemplos de dichas lecturas en las figuras 4.5 y 4.6²). Del mismo modo, las campañas anuales de nivelación emprendidas desde 1993 permiten estimar que el máximo desplazamiento vertical debe ubicarse probablemente en el bloque central, con un valor de entre 45 y 50 mm.

² Las gráficas que se muestran en este apartado se han elaborado a partir de datos proporcionados por el Departamento de Auscultación de Unión Fenosa Ingeniería, S. A. En todas ellas se ha descontado la deformación achacable a la dilatación térmica.

Algunos valores representativos de los desplazamientos en coronación se recogen en la tabla 4.3 (Guerreiro 1996).

Punto	Velocidad de desplazamiento 1966-1980	Velocidad de desplazamiento desde 1980
Coronación de B14	0,31 mm/año	1,31 mm/año
Coronación de B4	0,26 mm/año	2,33 mm/año
Coronación de B3	0,44 mm/año	2,83 mm/año
Coronación de B13	0,81 mm/año	2,31 mm/año

Tabla 4.3.- Velocidades de desplazamiento registradas en los péndulos de Belesar

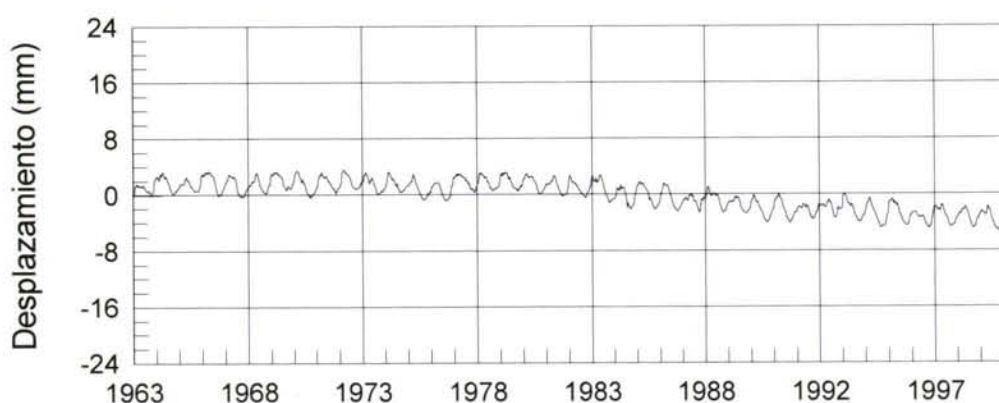


Figura 4.5.- Evolución de los desplazamientos radiales del péndulo nº 2 a la cota 330 (próximo a coronación)

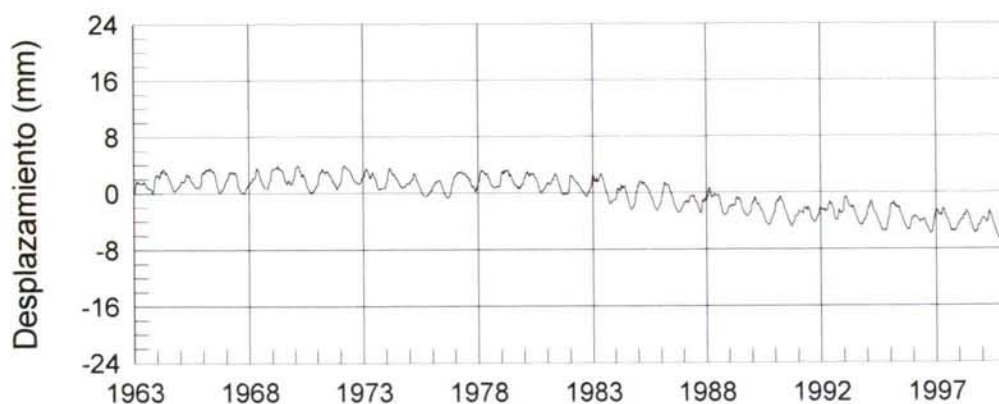


Figura 4.6.- Evolución de los desplazamientos radiales del péndulo nº 3 a la cota 330 (próximo a coronación)

2.2. Fisuración

La fisuración es, en términos generales, escasa. Las primeras fisuras se localizaron en 1991, en la 6ª y 7ª galería, es decir, las más próximas a la coronación³. Las primeras aparecieron en la vecindad de los estribos y se han extendido ligeramente hacia el centro de la presa, acompañadas por fisuras similares en la 5ª galería. Estas fisuras son más abundantes en el paramento de aguas abajo que en el paramento aguas arriba de las galerías. Las de la 7ª galería, situada justo bajo la coronación, tienen una anchura superior, pero son aceptables desde el punto de vista estructural.

La aparición de los sistemas de fisuras de la 5ª y 6ª galería se pueden explicar sin apelar a la expansión por reacción álcali-árido, y se podrían deber al contraste de condiciones termohigrométricas entre el interior y el exterior de la estructura. Sin embargo, su coincidencia con otros síntomas de ASR y su acumulación en el paramento de aguas abajo parecen indicar que son consecuencia de la expansión (Carrère y Goguel 1995), ya como consecuencia directa de la misma (expansiones diferenciales) o indirecta (hinchamiento y flexión de las ménsulas en dirección aguas arriba).

Existe otro sistema de fisuras que también es característico de las presas arco en las que hay presencia de hinchamientos: la acumulación y orientación en la dirección de las ménsulas de fisuras superficiales en el pie de la estructura, también aguas abajo. Dichas fisuras se deben a la tendencia de las ménsulas a prolongarse hacia el interior del zócalo.

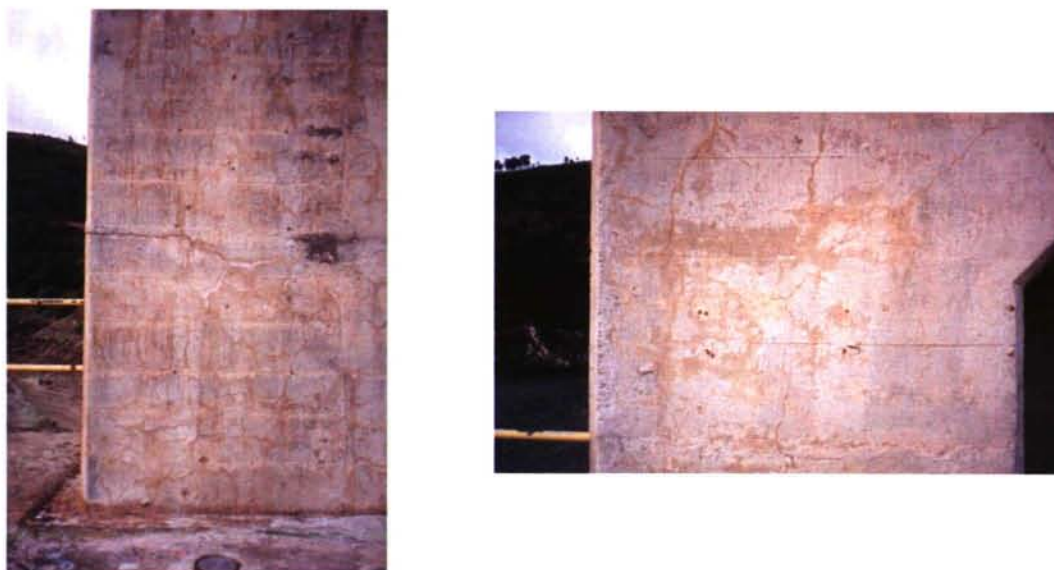


Foto 4.7.- Fisuración en mapa en el pórtico superior de la presa

Además de las anteriores, se observa en alguno de los elementos exteriores (y por lo tanto, más expuestos a las agresiones ambientales) la fisuración en forma de mapa

³ La ubicación de las galerías se puede localizar en los planos incluidos en anejo.

característica de las reacciones álcali – árido. Este tipo de fisuración es especialmente notable en el pórtico superior, próximo a las compuertas del estribo derecho (ver foto 4.7).

De acuerdo con la fisuración actual, la ASR está en una fase temprana (Wagner et al. 1996). La fisuración en la parte superior de los estribos se debe al incremento de tensiones producido por la expansión.

2.3. Análisis físico – químico de los materiales

Unión Fenosa Ingeniería encargó un estudio de la fisuración de la presa al Dr. J. L. Alonso Ramírez, presentado en 1994, y que incluye una caracterización completa de los materiales empleados en la construcción de la presa. Se presenta a continuación un resumen de las tareas realizadas, incluyendo los resultados y conclusiones más relevantes que se desprenden de las mismas.

2.3.1. Análisis de los áridos

Tras obtener muestras de áridos de cuatro emplazamientos diferentes de la cantera, se los sometió a los análisis siguientes:

- Análisis químico completo
- Determinación de la sílice soluble SiO_2
- Análisis difractométricos
- Observación bajo microscopio óptico, microscopio electrónico de barrido y rayos X
- Reactividad frente a los álcalis

El análisis químico arroja el resultado de la tabla 4.4.

SiO_2	Al_2O_3	K_2O	Na_2O	Fe_2O_3	CaO	MgO
66%	17%	4,4%	3%	2,6%	2%	1,6%

Tabla 4.4.- Composición química media del hormigón de Belesar

Un 2,4% del total del SiO_2 fue identificado como sílice soluble.

Los análisis difractométricos y la observación identifican claramente la presencia abundante de feldespatos (61%, del cual un 41% es plagioclasa), clasificando al material como una granodiorita. También contiene entre un 4 y un 6% de mica, con una gran proporción de biotita.

Los ensayos de reactividad se realizaron por baño de la muestra triturada en disolución 1N de NaOH a 80°C (CEDEX 1960), procedimiento similar al estipulado en la ASTM C289, arrojando resultados negativos. Es conocido sin embargo el hecho de que ciertos áridos que

superan este y otros ensayos muestran después su comportamiento expansivo a largo plazo, ya puestos en obra (Cavalcanti et al. 1991, Shayan 1992, Grattan-Bellew 1995).

2.3.2. Análisis de las muestras de hormigón

Un total de diecinueve muestras de hormigón, extraídas de diferentes zonas de la presa, tanto en la masa como en la proximidad de las fisuras, fueron sometidas a los ensayos siguientes:

- Análisis químico completo
- Análisis de los materiales adyacentes a las fisuras
- Análisis difractométrico
- Análisis por espectrometría de absorción e infrarrojos
- Observación bajo microscopio electrónico de barrido
- Búsqueda de productos de reacción árido-cemento
- Dosificación completa de origen de los hormigones

Se identificaron tres tipos de dosificación diferentes, que se clasifican a partir de sus contenidos en cemento, centrados en torno a los valores siguientes: 335 kg/m³ (hormigones de acabado y hormigones armados localmente sobredosificados), 225 kg/m³ (dosificación general del arco) y 150 kg/m³ (ocasional).

Desde el punto de vista de la expansión, una de las conclusiones más importantes es la identificación de sílice fuertemente hidratada en geles expansivos de tipo ASR en la proximidad de las fisuras. La sílice se detectó por los procedimientos siguientes:

- en los análisis de espectroscopía infrarroja (especialmente indicado para los productos vítreos y mal cristalizados) del material pulverulento recogido con espátula en el interior de las grietas;
- en los análisis de las interfases árido – pasta por microscopía electrónica y dispersión de energía de rayos X;
- detección de la reacción en 6 probetas por el método de observación de fluorescencia con luz ultravioleta tras su tratamiento con acetato de uranilo (Natesaiyer y Hover 1988).

2.3.3. Análisis del agua

Se analizaron muestras del agua embalsada y del agua de lluvia. La primera presenta un pH natural en torno a 7,5, con entre 4 y 5 ppm de calcio; se trata por tanto de agua pura pero no especialmente agresiva, con buen potencial de disolución de la cal. El agua de lluvia se sitúa, con un pH de 5,7, en el límite de las aguas de lluvia ácidas.

2.4. Evaluación de las deformaciones expansivas

Además de los desplazamientos irreversibles registrados por los péndulos, existe constancia de la expansión del hormigón gracias a los datos recogidos por el sistema de extensómetros. Cada roseta está acompañada por un extensómetro corrector, embebido en el hormigón, pero aislado del material circundante por una cámara de aire y una cápsula metálica. De este modo, el extensómetro capta las deformaciones que sufre el hormigón y que no provienen del comportamiento estructural de la presa. Una vez eliminado el comportamiento estacional, se obtiene una deriva irreversible que es indicativa de la deformación remanente del hormigón.

Los datos de los extensómetros son un buen medio de determinación de la tasa de expansión global de la presa y de la variación de la tasa de expansión en función de la ubicación (Wagner et al. 1996). No hay que perder de vista, a pesar de todo, el carácter marcadamente local de estas medidas y su fuerte dependencia de las condiciones higrométricas (Carrère y Goguel 1995), puesta de manifiesto por ciertas irregularidades aparecidas en las medidas de los últimos años; deben ser tenidas en cuenta estas consideraciones a la hora de hacer la crítica de las mediciones.

La tendencia habitual de las medidas recogidas en los extensómetros coincide en gran medida con la de los péndulos, es decir, una suave deriva aguas arriba hasta una fecha dada (que en el caso de los extensómetros oscila entre 1972 y 1975) y una aceleración a partir de dicha fecha. Las tasas de expansión más fuertes corresponden a los extensómetros situados cerca de la coronación, con valores del orden de las $5 \mu\epsilon/\text{año}$ en el primer período y de 20 ó 30 en el segundo (ver figuras 4.8 y 4.9)⁴; estas tasas de expansión son superiores en capas superficiales y más suaves hacia el interior del paramento, originando fuertes gradientes.

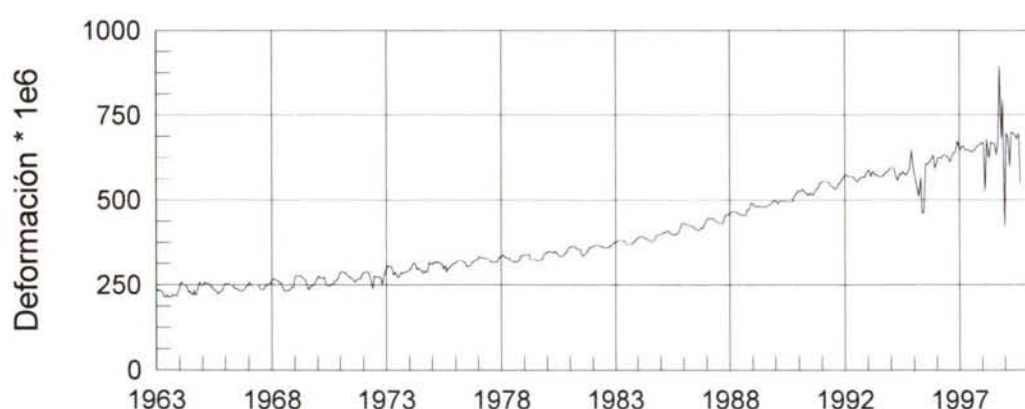


Figura 4.8.- Evolución de las deformaciones registradas en el extensómetro corrector nº 36, próximo a la coronación

⁴ Datos de UFISA (ver nota 2 en este mismo capítulo)

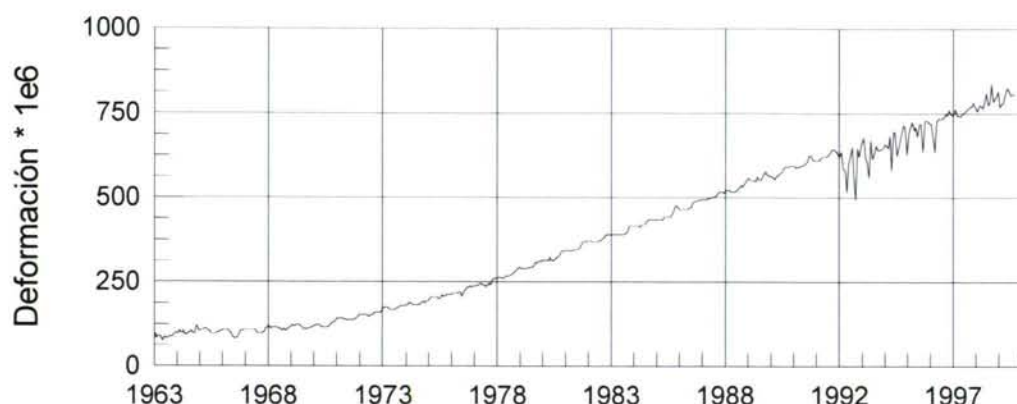


Figura 4.9.- Evolución de las deformaciones registradas en el extensómetro corrector nº 65, próximo a la coronación

En niveles más profundos las velocidades de expansión son inferiores, a excepción de algunos de los extensómetros situados cerca de las fisuras próximas al zócalo descritas anteriormente, que alcanzan valores próximos a los de los extensómetros de coronación (ver figuras 4.10 y 4.11)⁵. Existe también una serie de asimetrías explicables por los diferentes niveles de exposición a la lluvia y a la radiación solar.

El hecho de la aceleración de la expansión (y por ende, de los desplazamientos) podría justificarse, por lo menos en parte, por la porosidad del hormigón. El gel producido por la ASR, causante directo de las expansiones, tiende en una primera fase a colmatar los poros del hormigón (Carrère y Goguel 1995), sobre todo en estructuras de retención de agua, en las que la tendencia de la fase líquida a circular es elevada. La colmatación de los poros, asociada a los depósitos de CaCO_3 que se van acumulando con el tiempo, impiden el transporte del gel, que entonces empieza a ejercer presión sobre la fase sólida dando lugar a la expansión y eventualmente a la fisuración.

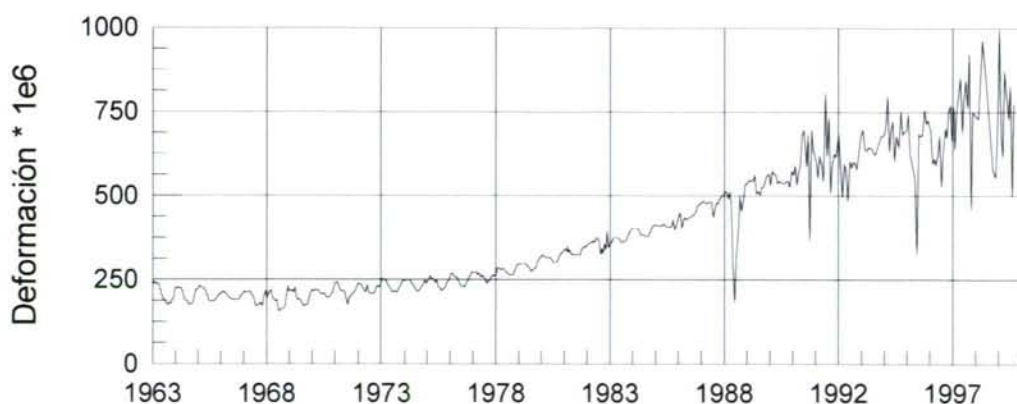


Figura 4.10.- Evolución de las deformaciones registradas en el extensómetro corrector nº 230, próximo al zócalo

⁵ Datos de UFISA (ver nota 2 en este mismo capítulo)

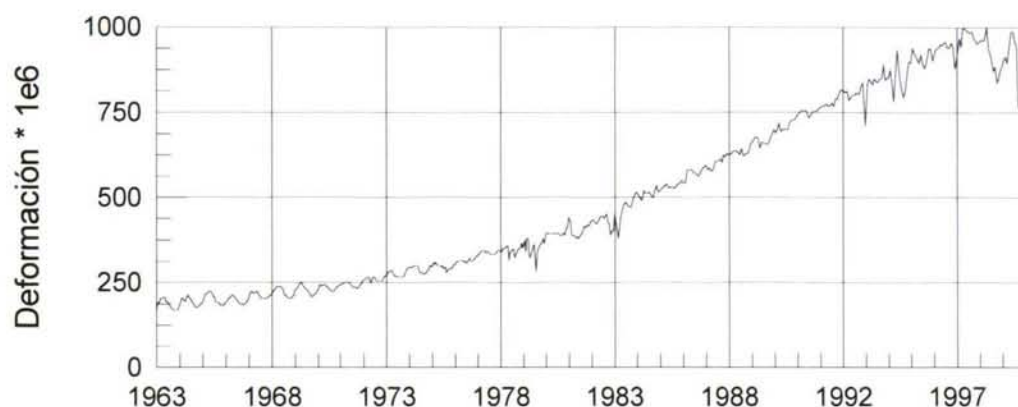


Figura 4.11.- Evolución de las deformaciones registradas en el extensómetro corrector n° 234, próximo al zócalo

2.5. Análisis estructural

En 1995 se realizó una simulación numérica del comportamiento estructural de la presa por el método de los elementos finitos (Romera et al. 1998, UFISA 1995) con la ayuda del programa comercial COSMOS/M. Los aspectos más representativos de la simulación son los siguientes:

- Mallado basado en 5000 elementos tridimensionales y 25000 nudos
- Calibración para dos modelos de comportamiento de hormigón (elástico lineal y el elastoplástico propuesto en CEB 1990), con parámetros elásticos $E = 37 \text{ GPa}$ y $\nu = 0,25$ (basados en los ensayos originales).
- Determinación del campo térmico interanual medio a partir de las medidas de los termómetros situados a medio espesor y a 50 cm de cada paramento, en el todo el arco.
- Simulación de la expansión por una dilatación térmica isótropa, aplicando velocidades de expansión calculadas por linearización en el tiempo de las medidas de los extensómetros correctores de la presa, suavizadas además en el espacio.

El modelo así elaborado permite representar y predecir muy adecuadamente los desplazamientos de la presa, pero sobreestima fuertemente las tensiones, tanto en tracción como en compresión (Wagner et al. 1996, Carrère y Goguel 1995). Las medidas propuestas para mejorar y refinar el funcionamiento del modelo son las siguientes:

- Introducir el efecto del confinamiento sobre la expansión.
- Implantación de un modelo viscoelástico de comportamiento en la formulación en elementos finitos (incluyendo la diferencia entre ramas de carga y descarga), en

vez de introducir un ajuste final en los valores de tensiones, para recoger los efectos de redistribución.

- Introducir el peso propio como una carga evolutiva que actúa sobre el hormigón joven, y no como una carga muerta aplicada sobre el hormigón en el estado de estudio.
- Aumentar el número de elementos en el sentido del espesor de la presa (únicamente 2 en el modelo original).

2.6. Ensayos de expansión libre

En la actualidad, y desde 1996, están en curso una serie de ensayos de expansión libre sobre testigos extraídos de la presa (Del Hoyo 1998). Dichos testigos, catorce en total, son cilindros de 160 mm de diámetro y 450 mm de longitud, sometidos a diferentes condiciones ambientales: dos testigos están a la intemperie, dos están sometidos a goteo constante con agua de lluvia, dos a goteo con agua de embalse, dos a ciclos de 2 horas de irrigación con agua de lluvia y 54 horas sin riego, dos a ciclos idénticos con agua de embalse, y dos están completamente aislados de la humedad. Los testigos están equipados con puntos de extensometría manual, y se viene registrando su deformación con una periodicidad de 2 semanas.

Pese a la aparente disparidad de algunas de las medidas, las observaciones más destacables que se pueden recoger de las medidas obtenidas son las siguientes:

- Los testigos sometidos a la acción del agua son los que presentan mayor tendencia expansiva, como era de esperar.
- Aquellos testigos en los que la expansión se ha manifestado de forma más visible parecen presentar una ralentización e incluso frenado de las mismas al alcanzar una expansión acumulada de entre $500 \cdot 10^{-6}$ y $1000 \cdot 10^{-6}$, lo que puede ser indicativo del máximo potencial expansivo del hormigón de Belesar.

3. Descripción de la presa de Albarelos

3.1. Descripción general

El Salto de Albarelos constituye el aprovechamiento hidroeléctrico de los recursos del río Avia, afluente del río Miño, en el cual desemboca en las proximidades del pueblo de Ribadavia (Orense). El elemento fundamental del aprovechamiento es una presa cúpula de 90 metros de altura y 285 metros de longitud de coronación, situada 10 kilómetros aguas arriba del pueblo de Leiro; el volumen total hormigonado alcanza los 217.000 m³, en una excavación de 195.000 m³. El volumen embalsado es de 90,7 Hm³ en una cuenca de 214 km², con un caudal medio de 45 m³/s y un caudal de máxima avenida de 640 m³/s (Del Hoyo, 1979).

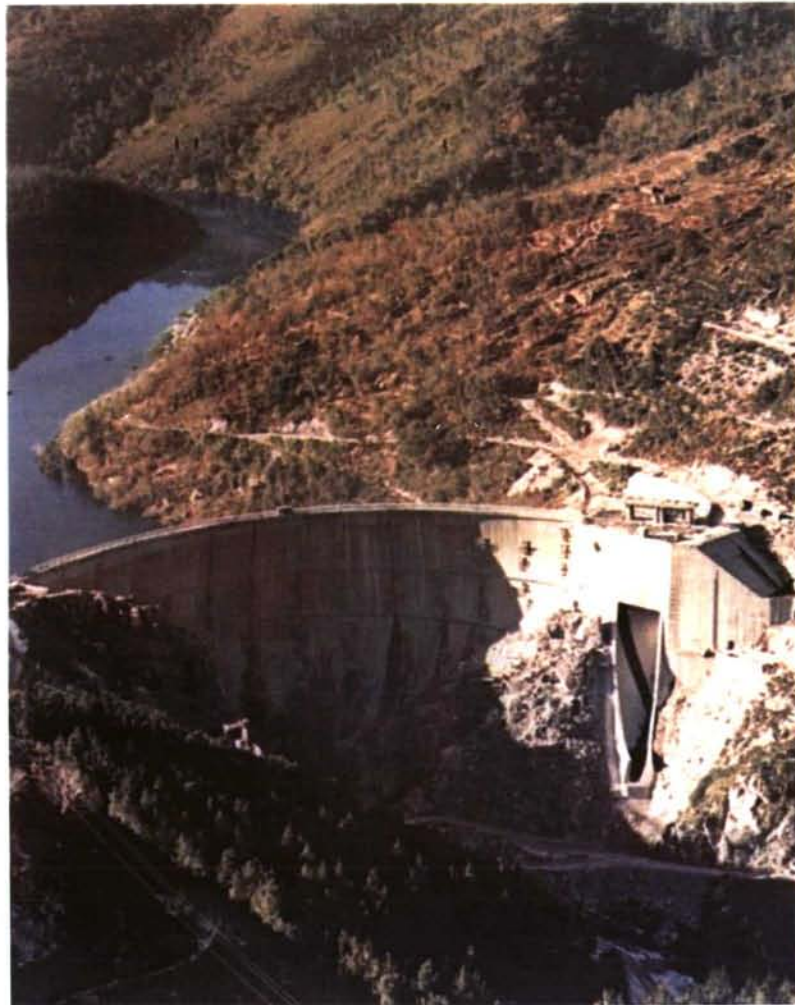


Foto 4.12.- Vista aérea del Salto de Albarelos (cortesía de Unión Fenosa)

Además de la presa, el aprovechamiento incluye los siguientes elementos básicos:

- Una galería de presión de 3.140 metros de longitud y 4,40 metros de diámetro interior, dotada de la correspondiente torre de toma y chimenea de equilibrio.

- Una tubería forzada con una longitud de 230 metros y unos diámetros que varían de 3,75 a 2,65 metros desde la cabecera hasta la turbina.
- Una central dotada de un grupo único de 74.000 kVA de potencia.
- Un canal de trasvase de 4.245 m de longitud y 8 m³/s de capacidad, que capta las aguas del río Viñao, afluente del Avia.

La obra comenzó en febrero de 1969 con los trabajos de excavación, que se prolongaron hasta marzo de 1971. El hormigonado se produjo entre septiembre de 1970 y octubre de 1972, concluyéndose la obra en febrero de 1973 tras la finalización de la pantalla de impermeabilización, la pantalla de drenaje y las inyecciones de juntas.



Foto 4.13.- Vista de la presa de Albarellos, con el estribo izquierdo en primer término

La circunstancia característica que preside la construcción de la presa de Albarellos, además de las reseñadas, es la superación de la geología de un emplazamiento verdaderamente hostil por sus accidentes tectónicos. Está emplazada en una franja de gneis alternando con granito, que separa una zona de granito situada al este de una zona de gneis situada al oeste.

Hay dos accidentes fundamentales que han influido de forma predominante en la concepción del proyecto, que se denominan falla Verde y falla A (ver figura 4.14). Con objeto de lograr una separación adecuada entre ambas fallas para poder cimentar entre ellas un estribo de gravedad que absorbiese los empujes de los arcos superiores de la bóveda, fue necesario realizar excavaciones de más de 30 m de profundidad, para conseguir la planta de apoyo del estribo y mayores rigideces en la roca de cimentación. Además, como tratamiento especial de la cimentación, se ha hecho una consolidación de toda la zona de apoyo en ambas márgenes, a base de inyecciones de cemento, con una profundidad media de 20 metros.

PLANO GEOLÓGICO DEL EMPLAZAMIENTO DE LA PRESA

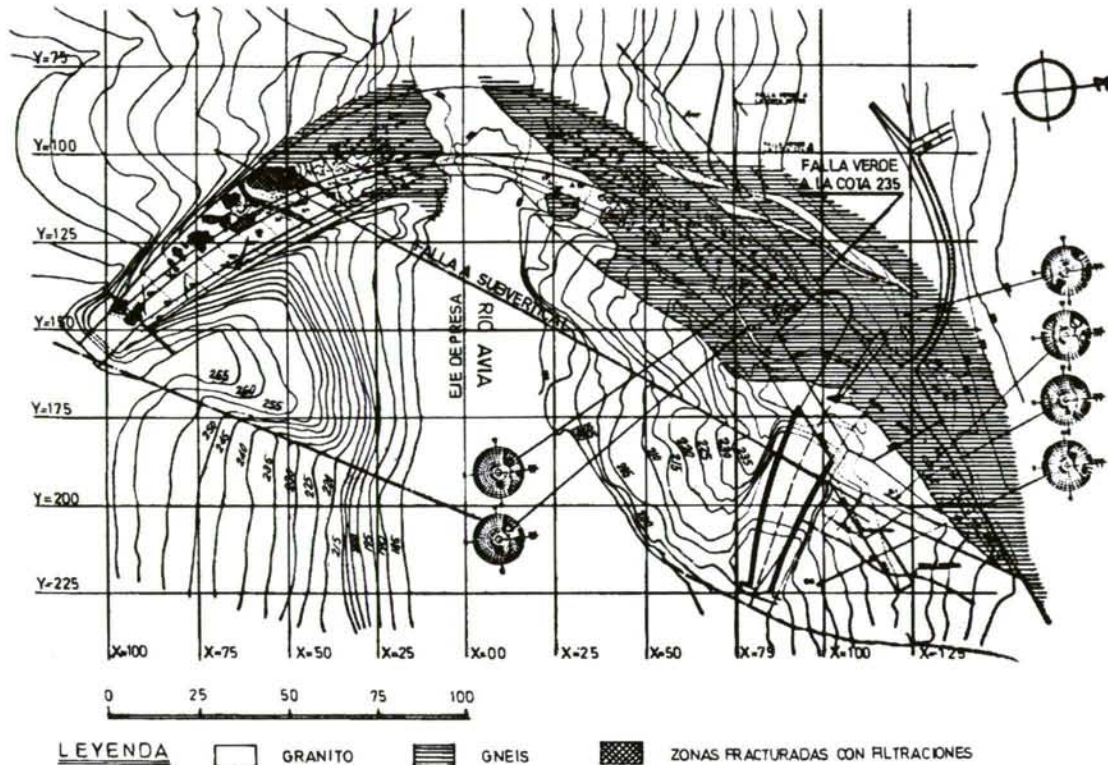


Figura 4.14.- Plano geológico del emplazamiento de la presa de Albarelos, incluyendo la ubicación de la Falla A y la Falla Verde (Del Hoyo, 1979)

3.2. Aparatos de auscultación

Con el objeto de comprobar en todo momento el comportamiento de la estructura y roca de cimentación, se dispuso la colocación de los siguientes aparatos:

- Tres extensómetros eléctricos de gran base, para control de despegues hormigón-roca; dos grupos bidimensionales y cuatro tridimensionales de extensómetros eléctricos, así como seis extensómetros correctores para la comprobación del estado tensional de la roca.
- Veintitrés grupos de extensómetros bidimensionales y tridimensionales, con sus correspondientes correctores para el análisis del estado de tensiones de la presa.
- Seis péndulos directos y seis péndulos invertidos, anclados en roca a 20 m de profundidad en la bóveda y dos péndulos invertidos en el estribo de gravedad de la margen izquierda que sirven para medir los desplazamientos radiales y tangenciales.
- Cuatro extensómetros múltiples de hilo, de 70 m de longitud, para medir deformaciones del macizo rocoso de la ladera izquierda.

- Ciento veinte termopares en la bóveda y en el estribo de gravedad para el control del estado térmico.
- Ciento diez medidores eléctricos y bases de elongámetro en todas las juntas de bóveda y estribo.

3.3. Descripción del hormigón fabricado

El hormigón se fabricó con árido granítico separado en cinco rangos granulométricos, empleando tres dosificaciones tipo diferentes, de acuerdo con el cuadro de dosificación que se presenta a continuación (Del Hoyo, 1979). El cemento utilizado, de tipo portland con un 25% de adición puzolánica, procedía de la fábrica de Oural.

Material	Dosificación por m ³ (kg)		
Cemento	250	225	200
Agua	140	125	125
Árido 0 - 2,5	420	450	470
íd. 2,5 - 9,5	180	180	180
íd. 19,5 - 38	550	520	530
íd. 38 - 75	500	530	530
íd. 75 - 125	410	420	415
TOTAL	2450	2450	2450

Tabla 4.5.- Dosificación del hormigón de Albarellos

De acuerdo con la tabla 4.5, la relación agua / cemento del hormigón más rico habría de ser 0,56, y la relación árido total / cemento sería de 8,24. Las resistencias de dicho hormigón fueron del orden de 300 kpcm² (30 MPa) a 28 días y de 360 kpcm² (36 MPa) a 90 días, con dispersiones del 9% en ambos casos.

Capítulo 5

OBJETIVOS PARTICULARES

Con anterioridad a la revisión de la información disponible en la bibliografía, y a la vista del problema general planteado, en el apartado 2 del primer capítulo se realizaba una propuesta de objetivos generales.

Una vez analizada la bibliografía y habiendo revisado la problemática particular de la presa de Belesar, se puede pasar a la propuesta de objetivos particulares, que constituyen el objeto de desarrollo del resto del documento. Dado el amplio carácter teórico, experimental y aplicado del presente estudio, procede separar los objetivos en estos tres grupos.

1. Objetivos teóricos

- Definición de un modelo de comportamiento de hormigón, capaz de reproducir las deformaciones diferidas del material en régimen de servicio, ajustable mediante ensayos sobre hormigones existentes y que incluya la relación entre tensión aplicada y la expansión debida a la RAS.
- Establecimiento de un procedimiento operativo que permita calcular, a partir de ensayos, la presión de inhibición de un hormigón que presenta expansiones de tipo RAS, y los parámetros característicos.
- Fijar los criterios objetivos que permitan la definición de una campaña de ensayos orientada a la obtención de datos para la aplicación de los dos objetivos anteriores.

2. Objetivos metodológicos

- Diseño de un sistema de aplicación de carga variable sobre testigos de hormigón extraídos del paramento de una presa.
- Diseño de un sistema de instrumentación, control de ensayos y adquisición de datos orientado a programas de ensayos de larga duración ejecutados en ambientes agresivos, incluyendo el control a distancia.
- Diseño de un sistema de protección de extensometría electrónica en ambientes agresivos.
- Diseño de un sistema de extracción y preparación de testigos de hormigón para ensayos de fluencia en bastidor.

3. Objetivos aplicados

- Definición y ejecución de una campaña de ensayos sobre dos muestras de hormigón expansivo de la presa de Belesar, y sobre una muestra de hormigón no expansivo de la presa de Albarellos, de acuerdo con los criterios objetivos fijados.
- Calcular la presión de inhibición de la expansión por RAS de los hormigones expansivos ensayados.
- Obtener los parámetros representativos de los hormigones, ensayados, tanto expansivos y no expansivos.
- Verificación de los modelos calculados por su contrastación con ensayos de carga variable, de velocidad de carga característica similar a la que tiene lugar en una presa.

Capítulo 6

MODELO DE COMPORTAMIENTO Y ALGORITMO DE ANÁLISIS

1. Introducción: elección del modelo de comportamiento

1.1. Criterios para la elección de los modelos de comportamiento

En este apartado se consignan los rasgos de los modelos que van a servir de base para representar adecuadamente el comportamiento de los hormigones estudiados en el marco del presente estudio.

Para empezar, al haber aislado en el planteamiento del estudio algunas de las variables que inciden de modo fundamental en la deformación del hormigón, los modelos elegidos no tienen por qué reflejar de forma especialmente precisa los siguientes fenómenos:

- **Retracción.** Todos los ensayos a largo plazo se realizan en condiciones térmicas estables y en ambiente saturado de humedad¹. Por otra parte, las medidas se registran una vez que el equilibrio higrométrico de los testigos está razonablemente garantizado (al menos dos semanas de almacenamiento en condiciones de ambiente saturado), de modo que las posibles deformaciones por retracción se ven reducidas al mínimo.
- **Fluencia por secado.** Del mismo modo que se obvian los procesos de retracción, al no existir secado de las piezas durante el proceso de carga, no se produce el efecto Pickett, por lo que el modelo de fluencia a considerar puede prescindir de este término.
- **Influencia de las condiciones termohigrométricas en la expansión por RAS.** Del mismo modo que sucede con la retracción, al mantener estables humedad y

¹ Y no en inmersión, lo que podría provocar entumecimiento (hinchamiento) de las piezas.

temperatura, se puede prescindir (en este acercamiento) de su influencia cuantitativa sobre la expansión.

- Reactividad de los componentes. Se emplearán los testigos de control, extraídos al mismo tiempo y de la misma zona que los testigos cargados, como medida experimental del potencial expansivo del hormigón. La deformación de dichos testigos (libre de retracción o dilatación, como ya se ha comentado) indica la expansión máxima que puede alcanzar el hormigón en las condiciones del ensayo.
- Microfisuración, plastificación y otros comportamientos no lineales en tensión. Dado lo complejo del estudio, se prescinde de modelización fuera del campo de servicio (del orden del 40% de la resistencia a compresión estimada del hormigón); por ello, no se introducirán en esta fase modelos de daño o de deformación permanente (salvo deformación expansiva). Dichos comportamientos podrán después introducirse en el futuro en el modelo lineal diseñado, bien como factores de daño, bien como elementos acoplados en serie, una vez se disponga de nuevos datos acerca del material.

Descartados los mencionados factores, el modelo debe satisfacer los siguientes requisitos:

- Función de fluencia básica capaz de representar fielmente las deformaciones en servicio.
- Posibilidad de calibración a partir de datos experimentales.
- Algoritmo de cálculo de deformaciones adaptado a historias de carga variables.
- Relación entre la tensión aplicada y la expansión por RAS.

1.2. Modelo de comportamiento reológico

1.2.1. Función de fluencia

De acuerdo con la bibliografía existente y las recomendaciones pertinentes, la función de fluencia más adecuada para el presente estudio es la función de fluencia básica del modelo B3 (Bažant y Baweja 1995a, ver capítulo 2, apartado 2.3.3), caracterizado por las siguiente formulación:

$$J(t, t', \sigma) = q_1 + q_2 Q(t, t') + q_3 \ln[1 + (t - t')^n] + q_4 \ln\left(\frac{t}{t'}\right) \quad (6.1)$$

Los parámetros q_1 a q_4 dependen, en el modelo original, de la dosificación y tipo de materiales empleados en el hormigón (ver ecuación 3.104), y están calibrados con arreglo a la base de datos de la RILEM. El factor $Q(t, t')$ es una integral binomia sin solución analítica exacta (ecuación 3.103).

Dicho modelo responde a todas las exigencias especificadas por la RILEM en sus recomendaciones para el análisis de fenómenos de fluencia y retracción (RILEM TC69 1987), de entre las que a continuación se destacan las más significativas.

- La forma de las funciones de fluencia, al estar basada en la Teoría de la Solidificación (Bažant y Prasannan 1989a,b), evita la aparición de curvas de fluencia divergentes para diferentes edades de carga (lo que sí sucede en la mayor parte de los modelos, Bažant y Kim 1978), por lo que se evita la aparición de fenómenos parásitos como curvas de recuperación no monótonas.
- Al contrario que en otros modelos, no fuerza valores asintóticos de la fluencia a tiempo infinito, lo que lo hace más apto para el estudio de fluencia a largo plazo.
- La Teoría de la Solidificación proporciona una justificación física del modelo, por lo que su adaptación a casos no específicamente contemplados en la calibración original es más verosímil que la interpolación de una curva arbitraria diseñada para representar un único hormigón en concreto.
- No existe descomposición entre componente de fluencia reversible e irreversible, hecho recogido en otros modelos, pero sin justificación termodinámica (Bažant y Kim 1978).
- La dependencia lineal de los cuatro parámetros de material q_i habilita los ajustes de su valor para responder a resultados experimentales.

En este último rasgo nos apoyaremos para aplicar el modelo a los hormigones del presente estudio. Aunque el propio modelo B3 comprende, como se ha dicho, una calibración propia, la aplicación directa de los valores propuestos proporciona un error medio de $\pm 23,6\%$ para los propios ensayos empleados para la calibración (Bažant y Baweja 1995b). Calcular los valores de los parámetros a partir de la composición en el caso de un estudio tan preciso como el que abarca el presente documento, para el que además se dispone de ensayos sobre el hormigón real, se antoja poco adecuado. Además, el parámetro q_1 adopta la forma

$$q_1 = \frac{0,6 \cdot 10^6}{E_{28}} \quad , \quad E_{28} = 4733 \sqrt{f'_c} \quad (6.2)$$

Al estar directamente relacionado con el módulo de deformación longitudinal, es posible su estimación independiente por medio de ensayos instantáneos en laboratorio y otros resultados disponibles, quedando los parámetros q_2 a q_4 abiertos por su ajuste por otros métodos, como la regresión lineal o mínimos cuadrados. Los propios autores preconizan el ajuste de estos parámetros para perfeccionar el ajuste proporcionado por el modelo, para lo que se recomienda el uso de valores medidos a intervalos constantes en la escala de tiempos logarítmica (Bažant y Baweja 1995c).

1.2.2. Método de análisis

Una vez escogido un modelo de fluencia, hay que proponer el algoritmo o método de análisis que se va a emplear para su aplicación. La aproximación más sencilla, válida para historias de carga compuestas por pocos escalones, es sin duda la aplicación directa del principio de superposición transformado a su forma incremental. La formulación integral es

$$\varepsilon(t) - \varepsilon^0(t) = \int_0^t J(t, t') d\sigma(t') \quad (6.3)$$

lo que expresado en forma discreta, para un número finito de escalones, se escribe

$$\varepsilon(t) - \varepsilon^0(t) = \sum_{i=0}^n J(t, t_i) \Delta\sigma(t_i) \quad , \quad t \geq t_n \quad (6.4)$$

La desventaja fundamental de esta expresión es su dificultad de empleo en casos que se salgan de los más básicos: historias de carga complejas o continuas, procedimientos iterativos para hallar soluciones de equilibrio en elementos estructurales, adaptación a formulaciones no lineales... Por todo ello, desde la aparición de los métodos de RC y RF (tasa de fluencia y tasa de flujo), que proporcionan soluciones numéricas más precisas que los métodos de integración directa (Bažant y Wu 1973), este método está en desuso salvo para los casos más sencillos.

Por otra parte, los métodos RC y RF (método de Dischinger y Dischinger modificado) antes mencionados, tienen la desventaja de basarse en una función dependiente del tiempo, produciendo curvas de fluencia homotéticas en las que es difícil modelizar el envejecimiento. Si bien son útiles para representar fenómenos evolutivos sencillos. Además, presentan inconvenientes particulares: el método RC proporciona serias desviaciones a partir de edades avanzadas (Constantinescu e Illston 1974) y el RF impone una separación arbitraria entre fluencia recuperable y no recuperable (Bažant 1979).

Resta, por tanto, de entre los métodos difundidos, los modelos basados en conjuntos de muelles y amortiguadores: la cadena de Kelvin y la cadena de Maxwell.

Aunque la cadena de Kelvin es, por su constitución, la más próxima del fenómeno de fluencia (como la cadena de Maxwell es más propia de la relajación) ambas son equivalentes en el estudio de materiales con envejecimiento (Bažant y Wu 1974), y cualquier modelo de fluencia puede ser transformado a cualquiera de las dos representaciones mediante un algoritmo adecuado (RILEM TC69 1987). Los dos tipos de modelos son, por lo tanto, equivalentes; lo que es más, cualquier modelo construido con muelles y amortiguadores puede ser reducido a una cadena de cualquiera de los dos tipos (Roscoe 1950). A pesar de ello, presentan diferencias tanto desde el punto de vista conceptual como el operativo.

En primer lugar, es de destacar que las ecuaciones que rigen la cadena de Kelvin con envejecimiento son ecuaciones diferenciales de segundo orden (Bažant y Wu 1973)

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \sum_{\mu=1}^n \varepsilon_{\mu} \\ \dot{\sigma} &= (E_{\mu} + \dot{\eta}_{\mu}) \dot{\varepsilon}_{\mu} + \eta_{\mu} \ddot{\varepsilon}_{\mu}\end{aligned}\quad (6.5)$$

mientras que la cadena de Maxwell se expresa con ecuaciones diferenciales de primer orden (Bažant y Wu 1974):

$$\begin{aligned}\sigma &= \sum_{\mu=1}^n \sigma_{\mu} \\ \dot{\varepsilon} &= \frac{\dot{\sigma}_{\mu}}{E_{\mu}} + \frac{\sigma_{\mu}}{\eta_{\mu}}\end{aligned}\quad (6.6)$$

El tratamiento numérico será, *a priori*, más sencillo en el caso de las cadenas de Maxwell. Por el contrario, y tal y como se describe en el apartado 2.1, para poder representar datos de fluencia en forma de cadena de Maxwell es preciso convertirlos primero en datos de fluencia, lo que se realiza por integración numérica de la ecuación de Volterra

$$J(t, t_0)E(t_0) - \int_0^{t_0} J(t, t') \frac{\partial E_R(\tau, t_0)}{\partial \tau} d\tau = 1 \quad (6.7)$$

La obtención de los espectros de relajación (en el caso de la cadena de Maxwell) o de retardo (para la cadena de Kelvin) se puede efectuar de este modo tanto a partir de datos experimentales (en algunos casos, tras la pertinente suavización visual y extrapolación, Bažant y Wu 1974), u obteniendo puntos de un modelo de fluencia. Ahora bien: mientras que al aplicar la cadena de Maxwell los parámetros reológicos (módulos de deformación E_{μ}) siempre resultan positivos (Bažant y Asghari 1974a), en la cadena de Kelvin estos resultan en algunos casos negativos, impidiendo cualquier tipo de relación con el comportamiento termodinámico o microestructural del material. Los módulos E_{μ} negativos aparecen cuando las funciones de fluencia utilizadas presentan curvas divergentes en el tiempo, o al calibrar los resultados a partir de ciertos datos experimentales (Bažant 1979).

Por todo lo expuesto, el método de análisis escogido para desarrollar el presente trabajo es la cadena de Maxwell con envejecimiento, de la que se recogen como resumen algunas de sus propiedades fundamentales:

- Mayor operatividad en los cálculos informáticos, por no tener que almacenar ni repetir toda la historia de cargas en cada paso de cálculo.
- Sencillez en el tratamiento numérico, por expresarse sus ecuaciones fundamentales en forma de ecuaciones diferenciales de primer orden.

- Aptitud para la calibración de parámetros a través de datos experimentales.
- Posibilidad de obtener parámetros con sentido físico sobre los que se pueden aplicar, en una futura revisión del modelo, modificaciones para representar comportamientos no lineales (por ejemplo, modelos de daño) o dependientes de otros factores (humedad, temperatura).

1.3. Modelo de comportamiento expansivo

Al aplicar los criterios expuestos en el punto 1.1 del presente capítulo, en conjunción con los objetivos generales del presente estudio, y los conocimientos desarrollados en el capítulo 2, se pueden extraer requisitos y condicionantes particulares adicionales para la elección del modelo a emplear para representar las deformaciones expansivas debidas a la RAS.

Para empezar, se desechan los modelos basados en la extrapolación a la macroestructura de fenómenos de fisuración localizada (Sellier et al. 1995, Capra y Bournazel 1998, Bažant et al. 2000). Dichos modelos se basan en un elevado número de parámetros de difícil calibración, tanto por su carácter de proceso localizado como por su aleatoriedad (ver capítulo 2, apartado 4.2). Por otra parte, resulta inabordable el profundo estudio de laboratorio que requieren tanto dichos modelos como aquellos que basan su funcionamiento en la detección de los tiempos característicos y de latencia de la reacción (Lombardi et al. 1997, Larive 1998, Ulm et al. 2000), puesto que se está trabajando con un hormigón estructural preexistente en el que la RAS está presente; conviene recordar aquí que la mayor parte de la experiencia en modelizaciones de este tipo se ha realizado sobre hormigones de laboratorio.

El acercamiento más adaptado a este estudio y que mejores resultados ha ofrecido en estudios de tipo similar es el empleo de modelos de tipo multiplicativo, dentro de la línea general propuesta por Léger et al. (1996):

$$\varepsilon_{aar}(t) = \beta(t) \cdot [F_c(\sigma, t) \cdot F_T(t) \cdot F_M(t) \cdot F_R(t)] \quad (6.8)$$

Recuérdese que F_c , F_T , F_M y F_R son valores (respectivamente dependientes de la compresión, temperatura, humedad y reactividad de los componentes) y que varían entre 0 y 1, que multiplican al factor de calibración $\beta(t)$ que representa una deformación de referencia (por ejemplo, la expansión libre para el tiempo t).

Como ya se expuso en la introducción de este capítulo, el estudio descrito se mantiene en condiciones de temperatura y humedad constantes, por lo que los factores F_T y F_M se pueden englobar dentro de la deformación de referencia. Al realizarse todos los ensayos en las mismas condiciones de humedad y temperatura, disponiendo de testigos libres de material idéntico a los testigos cargados, es posible caracterizar la reactividad y el potencial expansivo a través de las deformaciones de expansión libre detectadas en los primeros.

El modelo de expansión a adoptar adquiere, por lo tanto, la forma simplificada siguiente:

$$\varepsilon_{aar}(\sigma, t) = \varepsilon_{aar}^0(t) F_c(\sigma) \quad (6.9)$$

donde $\varepsilon_{aar}(\sigma, t)$ representa la deformación expansiva en las condiciones del ensayo, dependiente de la tensión; $\varepsilon_{aar}^0(t)$, la deformación expansiva medida en un testigo libre de un hormigón idéntico, y $F_c(\sigma)$ el término modulador dependiente de la tensión (aún por definir).

Se comprueba que, en las condiciones expuestas, el modelo así formulado presenta una forma análoga a la del que se desprendería del modelo de Capra y Bournazel (Capra et al. 1995, Capra et al. 1996, Capra y Bournazel 1998):

$$\varepsilon_{aar} = H^m \cdot \frac{\varepsilon_0}{A_0} \cdot (1 - A_0 - e^{-k_0 \exp(-E_a/RT)t}) \cdot f(\sigma) \quad (6.10)$$

Suponiendo humedad relativa H igual a la unidad (saturación), $f(\sigma) = f(0) = 1$ (expansión libre) y temperatura constante, se obtendría la expresión de la expansión libre de un testigo en las condiciones de ensayo de nuestro estudio:

$$\varepsilon_{aar}^0 = \frac{\varepsilon_0}{A_0} \cdot (1 - A_0 - e^{-k_0 \exp(-E_a/RT)t}) = \varepsilon_{aar}^0(t) \quad (6.11)$$

con lo que la expresión del modelo, conocidas las deformaciones existentes en un testigo de expansión libre, sería, para condiciones de saturación y temperatura constante,

$$\varepsilon_{aar} = H^m \cdot \frac{\varepsilon_0}{A_0} \cdot (1 - A_0 - e^{-k_0 \exp(-E_a/RT)t}) \cdot f(\sigma) = \varepsilon_{aar}^0(t) \cdot f(\sigma) \quad (6.12)$$

formulación idéntica a la de la ecuación 6.9.

Resta por definir la forma del término dependiente de la tensión. Dicho término, variable entre 1 y 0 (valor 1 cuando no existe coacción alguna a la expansión libre, y 0 cuando las deformaciones expansivas se ven totalmente inhibidas por la compresión) se ve caracterizado, fundamentalmente, por el valor de la presión de inhibición σ_0 , tal y como se vio en el apartado 3.4 del capítulo 2. En dicho capítulo se recoge, por ejemplo, la formulación parabólica siguiente (Cope et al. 1994, May et al. 1996):

$$0 \leq \sigma \leq \sigma_0 : \quad \varepsilon_{aar} = \varepsilon_{aar}^0 \left[1 - \frac{\sigma}{\sigma_0} \right]^2 \quad (6.13)$$

Sin embargo, la forma más extendida y que se ha empleado con éxito en mayor número de estudios es la semilogarítmica de Charlwood y Thompson (Charlwood et al. 1992), que emplea, además de la presión de inhibición, un umbral σ_1 (de pequeño valor, en el orden

de los 0,25 MPa en los estudios existentes en la bibliografía) por debajo del cual se supone que no existe restricción alguna debida a la compresión.

$$\begin{aligned} 0 \leq \sigma \leq \sigma_1 : \quad \varepsilon_{aar} &= \varepsilon_{aar}^0 \\ \sigma_1 \leq \sigma \leq \sigma_0 : \quad \varepsilon_{aar} &= \varepsilon_{aar}^0 - K \cdot \log_{10}(\sigma / \sigma_0) \end{aligned} \quad (6.14)$$

Por todo lo expuesto, y como recapitulación, definiremos como modelo de trabajo para representar las deformaciones expansivas el *modelo multiplicativo simplificado basado en la expansión libre y el término dependiente de la tensión de Charwood y Thompson*, que queda caracterizado por la expresión

$$\varepsilon_{aar}(\sigma, t) = \varepsilon_{aar}^0(t) \cdot f(\sigma) \quad (6.15)$$

donde $\varepsilon_{aar}(\sigma, t)$ es la deformación uniaxial por expansión de tipo álcali – árido en el instante t , bajo una carga compresiva σ ; $\varepsilon_{aar}^0(t)$ es la expansión medida en testigo libre en idénticas condiciones termohigrométricas, y $f(\sigma)$ viene dado por

$$\begin{aligned} 0 \leq \sigma \leq \sigma_1 : \quad f(\sigma) &= 1 \\ \sigma_1 \leq \sigma \leq \sigma_0 : \quad f(\sigma) &= \frac{1}{\log_{10}(\sigma_1 / \sigma_0)} \log_{10}(\sigma / \sigma_0) \end{aligned} \quad (6.16)$$

1.4. Recapitulación. Representación gráfica del modelo

Tras las consideraciones anteriores, se recoge aquí la formulación del modelo completo propuesto. Su representación gráfica sería la de la figura 6.1, basándose en el tradicional esquema de muelles y amortiguadores:

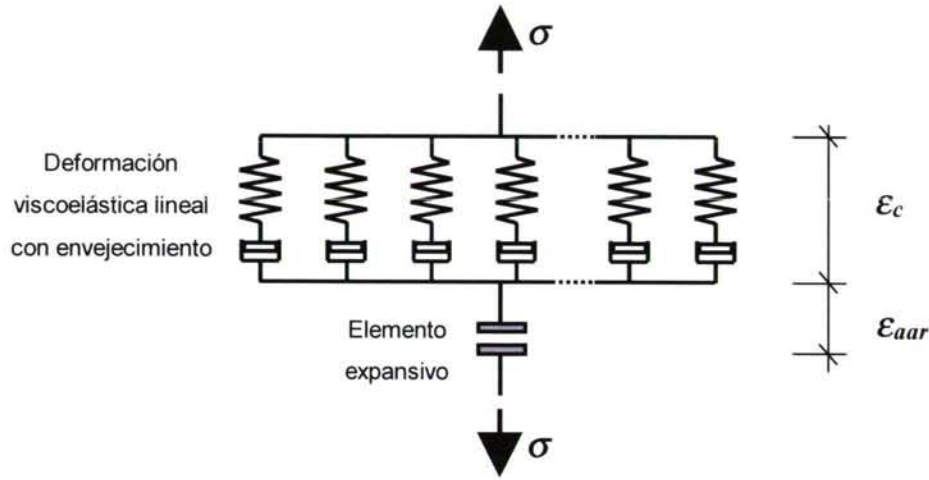


Figura 6.1.- Representación gráfica del modelo

- Deformaciones totales de origen mecánico:

$$\varepsilon(\sigma, t) = \varepsilon_c(\sigma, t) + \varepsilon_{aar}(\sigma, t) \quad (6.17)$$

- Deformación instantánea y deformación de fluencia

$$\begin{aligned} \sigma &= \sum_{\mu=1}^n \sigma_{\mu} \\ \sigma_{\mu}(t) &= E_{\mu}(t') \exp\left(-\frac{t-t'}{\tau_{\mu}}\right) \\ \dot{\varepsilon}_c &= \frac{\dot{\sigma}_{\mu}}{E_{\mu}} + \frac{\sigma_{\mu}}{\eta_{\mu}} \end{aligned} \quad (6.18)$$

- Deformación debida a la expansión por reacción álcali – silicato

$$\begin{aligned} \varepsilon_{aar}(\sigma, t) &= \varepsilon_{aar}^0(t) \cdot f(\sigma) \\ 0 \leq \sigma \leq \sigma_1 : \quad f(\sigma) &= 1 \\ \sigma_1 \leq \sigma \leq \sigma_0 : \quad f(\sigma) &= \frac{1}{\log_{10}(\sigma_1 / \sigma_0)} \log_{10}(\sigma / \sigma_0) \end{aligned} \quad (6.19)$$

2. Obtención de los parámetros representativos del material

2.1. Obtención de los coeficientes de relajación de la cadena de Maxwell

Se describe a continuación el algoritmo general empleado para obtener los parámetros (los coeficientes de relajación) del modelo de cadena de Maxwell (Bažant y Wu 1974, Bažant y Asghari 1974a), suponiendo conocidos una serie suficiente de puntos de las curvas de fluencia características de un material (ya provengan de datos experimentales, ya provengan de modelos de fluencia). Dicho algoritmo se desarrolla en un programa FORTRAN, desarrollado en el marco del presente estudio (Fernández de Castro 2001).

En primer lugar, es preciso fijar el número de unidades de Maxwell de que constará la cadena, y sus correspondientes *tiempos de relajación*. Se llama tiempo de relajación al cociente

$$\tau_{\mu} = \frac{\eta_{\mu}(t)}{E_{\mu}(t)} \quad (6.20)$$

que se supone constante a lo largo del tiempo para cada una de las μ -ésimas unidades. Si se toman tiempos de relajación variables con el tiempo, o se intentan calcular a partir de los datos experimentales, el sistema resultante de este procedimiento se torna indeterminado, así que lo recomendable es fijarlos *a priori*. Una elección habitual suele ser

$$\begin{aligned} \tau_{\mu} &= 10^{\mu-1} \tau_1, \quad 1 < \mu < n \\ \tau_1 &= 0,005 \text{ días} \\ \tau_n = \tau_{\infty} \rightarrow \infty &\Rightarrow \eta_{\infty} = 0 \quad (\text{la } n\text{-ésima unidad no tiene elemento viscoso}) \end{aligned} \quad (6.21)$$

Supongamos ahora condiciones de contorno correspondientes al fenómeno de *relajación*, es decir, solicitar una pieza con una deformación constante (lo que se traduce, en el caso de un material viscoelástico, en una disminución de las tensiones con el tiempo). Si además suponemos que la deformación aplicada es igual a la unidad, obtendremos la expresión de la *curva de relajación* del material (tensión aplicada por unidad de deformación). Llamando t a la edad del material, t' a la edad de aplicación de la deformación constante, y suponiendo descontadas las deformaciones independientes de la tensión, se puede integrar la ecuación de la unidad de Maxwell para obtener

$$\sigma_{\mu}(t) = E_{\mu}(t') \exp\left(-\frac{t-t'}{\tau_{\mu}}\right) \quad (6.22)$$

(tensión por unidad de deformación) lo que aplicado al conjunto de la cadena, es decir, sumando las tensiones ocultas para obtener la tensión total, arroja el valor de la curva de relajación

$$E_R(t, t') = \sum_{\mu=1}^{n-1} E_{\mu}(t') \exp\left(-\frac{t-t'}{\tau_{\mu}}\right) + E_{\infty}(t') \quad (6.23)$$

que adopta la conocida forma de la serie de Dirichlet.

El problema se reduce ahora a la determinación de los valores de $E_{\mu}(t')$ para todo μ y para cada valor de t' . Esto se puede realizar por medio del método de aproximación por mínimos cuadrados, partiendo de datos de relajación observados que se pueden obtener directamente (por ensayos de relajación propiamente dichos) o por conversión de datos de fluencia a través de la ecuación integral de Volterra:

$$J(t, t_0)E(t_0) - \int_0^{t_0} J(t, t') \frac{\partial E_R(\tau, t_0)}{\partial \tau} d\tau = 1 \quad (6.23)$$

Dividiendo el tiempo en N incrementos discretos, y aproximando la integral por la regla trapezoidal, se obtiene la siguiente ecuación recurrente:

$$\begin{aligned} E_R(t_i, t_0) - E_R(t_{i-1}, t_0) = \\ = -(J_{i,j} + J_{i,j-1})^{-1} \sum_{j=1}^{i-1} [E_R(t_j, t_0) - E_R(t_{j-1}, t_0)] (J_{i,j} + J_{i,j-1} - J_{i-1,j} - J_{i-1,j-1}), \quad i = 2, 3, \dots, N \end{aligned} \quad (6.24)$$

donde

$$J_{i,j} = J(t_i, t_j) \quad (6.25)$$

son los valores de la función de fluencia conocida (o interpolada a partir de datos experimentales, o tomada de uno de los modelos de predicción práctica conocidos). Entre los valores recomendados para los incrementos de tiempo, destacaremos

$$t_1 = t_0 \Rightarrow \Delta t_1 = 0 \text{ (el primer incremento de deformación es instantáneo)}$$

$$(t_i - t_0) = 10^{1/4} (t_{i-1} - t_0) \text{ (4 pasos en cada división de la escala log.)}$$

Caracterizados los valores experimentales, que llamaremos $\tilde{E}_R(t_i, t')$ (valor de la curva de relajación a la edad t_i para una deformación unitaria aplicada a la edad t'), se plantea la función de desviación cuadrática a minimizar:

$$\phi = \sum_i [E_R(t_i, t') - \tilde{E}_R(t_i, t')]^2 \quad (6.26)$$

si se expresa sin funciones de penalización o suavización. Se obtiene un sistema de n ecuaciones lineales con n incógnitas, planteando las condiciones

$$\frac{\partial \phi}{\partial E_{\mu}} = 0, \quad \mu = 1, 2, \dots, n \quad (6.27)$$

Se obtiene de este modo, para cada t' , el valor del módulo elástico correspondiente a cada tiempo de relajación. Repitiendo el proceso con varios valores diferentes de t' , es decir, varias edades de carga diferentes, se obtienen varios valores de la curva temporal $E_{\mu}(t')$. Con la ayuda de estos valores, se puede obtener, nuevamente por mínimos cuadrados, una expresión formal suavizada de $E_{\mu}(t')$ para todo valor de t' . Dos de las fórmulas propuestas son la formulación logarítmica

$$E_{\mu}(t') = E_{0_{\mu}} + \sum_{i=1}^3 E_{i_{\mu}} [\log(1+t')]^i \quad (6.28)$$

o la polinómica de bajo grado

$$E_{\mu}(t') = E_{0_{\mu}} + E_{1_{\mu}} t'^{1/8} + E_{2_{\mu}} t'^{1/4} + E_{3_{\mu}} t'^{1/2} + E_{4_{\mu}} t'^{3/4} \quad (6.29)$$

Para obtener un sistema lo suficientemente bien condicionado, es preciso disponer de muchos más datos de fluencia de los que proporcionan los ensayos realizados en el transcurso del presente estudio. De acuerdo con el procedimiento descrito, se observa que es necesario trabajar con curvas de fluencia del material cargado diferentes edades, y disponer, en cada curva, de puntos hasta edades elevadas; el método proporciona datos para *interpolar* datos únicamente, ya que para estudiar adecuadamente un hormigón a una edad t con este método, es preciso conocer los valores de los módulos de relajación hasta una edad igual a $30t$ aproximadamente (Bažant y Asghari 1974a).

Es precisamente por no disponer en este estudio (ni en la mayoría de los casos) de las antedichas curvas experimentales por lo que se suele proceder a una asimilación del hormigón ensayado a un modelo de fluencia de fundamento físico y eficacia contrastados como el B3 (ver apartado 1.2.1 del presente capítulo). El primer paso sería entonces obtener por ajuste de mínimos cuadrados sobre las curvas experimentales (previamente eliminadas las deformaciones expansivas, como se explicará más adelante) los parámetros q_1 a q_4 del modelo.

Una vez caracterizado (desde el punto de vista de la fluencia básica y en condiciones de servicio) el material por medio de la formulación B3 (ecuación 6.1), basta con entrar en la fórmula con las edades t_i y t' deseadas (o recomendadas, como por ejemplo, edades de acuerdo con la escala logarítmico decimal) para obtener los datos $\tilde{E}_R(t_i, t')$ que sean precisos en la identificación de los módulos de relajación.

2.2. Estimación de las deformaciones expansivas debidas a la RAS

Fijado como modelo de trabajo el modelo multiplicativo simplificado de la ecuación (6.19), se observa que los parámetros a definir experimentalmente son la historia de deformaciones libres $\varepsilon_{aar}^0(t)$, la compresión umbral σ_1 y la presión de inhibición σ_0 . La obtención de las deformaciones libres se realiza a través de ensayos de expansión en testigos libres, diseñados a tal efecto. Resta por definir un método para calibrar los términos de la función de relación con la tensión.

En este estudio se adopta como hipótesis fundamental la desaparición de las deformaciones expansivas por encima de la presión de inhibición, hecho suficientemente fundado tal y como se desarrolla en el apartado 3.4 del capítulo 2. Suponiendo que se aplica sobre un testigo una carga compresiva superior a σ_0 , y manteniéndose en el campo de comportamiento aproximadamente lineal del hormigón (es decir, por debajo de aproximadamente $0,4f_{ck}$), las únicas deformaciones de origen tensional serían las deformaciones viscoelásticas, es decir, la deformación de fluencia. Por otra parte, y dada la aplicabilidad del principio de superposición en el estudio de la fluencia en dicho rango (ver capítulo 3, apartado 1.2.3), la relación entre las deformaciones mecánicas para diferentes hormigones de la misma edad cargados con compresión constante deberían ser directamente proporcionales a la carga aplicada:

$$\begin{aligned} \sigma < \sigma_0 : \quad \varepsilon(\sigma, t) &= \varepsilon_{aar}(\sigma, t) + \varepsilon_c(\sigma, t, t') = \varepsilon_{aar}^0(t)f(\sigma) + \sigma J(t, t') \\ \sigma \geq \sigma_0 : \quad \varepsilon(\sigma, t) &= \varepsilon_{aar}(\sigma, t) + \varepsilon_c(\sigma, t, t') = \sigma J(t, t') \end{aligned} \quad (6.30)$$

Nos ampararemos en esta propiedad para identificar la presión de inhibición a partir de ensayos de carga constante. Conocidas las curvas de deformación para un conjunto de n probetas de hormigón sometidas a diferentes compresiones σ^i constantes e inferiores al 40% de la resistencia característica del hormigón, cargadas a la misma edad t' y suponiendo conocida la presión de inhibición σ_0 , se debe cumplir que

$$\begin{aligned} J_1(t, t') &= J_2(t, t') = \dots = J_n(t, t') = \tilde{J}(t, t') \Rightarrow \\ \Rightarrow \quad \frac{\varepsilon_1(\sigma^1, t) - \varepsilon_{aar}^0(t)f(\sigma^1)}{\sigma^1} &= \frac{\varepsilon_2(\sigma^2, t) - \varepsilon_{aar}^0(t)f(\sigma^2)}{\sigma^2} = \dots \\ &\dots = \frac{\varepsilon_n(\sigma^n, t) - \varepsilon_{aar}^0(t)f(\sigma^n)}{\sigma^n} = \tilde{J}(t, t') \end{aligned} \quad (6.31)$$

donde $\varepsilon_i(\sigma^i, t)$ es la historia experimental de deformaciones obtenida en un ensayo bajo carga constante σ^i , y $\tilde{J}(t, t')$ será denominada *curva de fluencia libre de expansión estimada* para la edad de carga t' .

La identificación de σ_0 se llevará a cabo efectuando hipótesis sobre el valor de la misma hasta cumplir la condición expresada en la ecuación (6.31). El valor de σ_1 se fijará en 0,3 MPa, de acuerdo con las recomendaciones y resultados ratificados por la experiencia y desarrollados en los apartados 3.4 y 4.2.4 del capítulo 3.

3. Procedimiento operativo

Sentadas todas las bases de cálculo, el procedimiento operativo para representar un hormigón mediante el modelo propuesto en el presente estudio sería el siguiente:

1. Realización de ensayos simultáneos a diferentes cargas constantes σ^i , en ambiente saturado (humedad relativa unidad) y a temperatura constante, sobre testigos de hormigón expansivo, para obtener las historias de deformación $\varepsilon_i(\sigma^i, t)$. La carga debe ser en todos los casos inferior o igual al 40% de la resistencia característica estimada, y se deben tomar medidas simultáneas sobre testigos de acompañamiento (libres de carga).
2. Fijar un valor hipotético de la presión de inhibición σ_0^* , y definir la función de relación con la expansión asociada $f^*(\sigma)$ de acuerdo con el procedimiento consignado en el apartado 1.3.
3. Obtener la función de fluencia (deformación unitaria) estimada para cada uno de los ensayos realizados $J_i(t, t')$, descontadas las deformaciones expansivas debidas a la RAS de acuerdo con la función $f^*(\sigma)$:

$$J_i(t, t') = \frac{\varepsilon_i(\sigma^i, t) - \varepsilon_{aar}^0(t) f^*(\sigma^i)}{\sigma^i} \quad (6.32)$$

4. Verificar la condición $J_1(t, t') = J_2(t, t') = \dots = J_n(t, t')$. Si se cumple, la presión postulada σ_0^* se acepta como presión de inhibición del hormigón ensayado, y se identifica $\tilde{J}(t, t')$ (curva de fluencia libre de expansión estimada para la edad de carga t'), pudiendo proceder al paso siguiente; en caso contrario, volver al punto 2, haciendo una nueva hipótesis sobre el valor de σ_0^* .
5. Emplear la curva $\tilde{J}(t, t')$ así hallada, junto al resto de datos disponibles del hormigón², para identificar por ajuste de mínimos cuadrados los parámetros q_1 a q_4 del modelo B3, obteniéndose así un modelo de fluencia que proporcione datos para todas las edades de carga y estudio deseadas.

² Por supuesto, el procedimiento se vería considerablemente mejorado realizando ensayos para diferentes edades de carga t' , pero dichas edades deberían distar al menos una unidad en la escala logarítmica para que la diferencia entre dichas curvas fuera relevante.

6. Obtener el espectro de relajación del hormigón de acuerdo con el procedimiento consignado en el apartado 2.1, a partir del modelo de fluencia obtenido.
7. Reconstruir el modelo completo (ver apartado 1.4), que queda así dispuesto para proceder al análisis estructural de elementos de hormigón.

Capítulo 7

PLANTEAMIENTO Y DESCRIPCIÓN DEL PROGRAMA DE ENSAYOS

1. Introducción

1.1. Planteamiento general

En el presente capítulo se describen los ensayos diseñados y realizados para dar entidad cuantitativa al modelo numérico de comportamiento planteado anteriormente y proceder a su verificación. Para ello se propuso realizar ensayos sobre testigos de cada hormigón objeto de estudio atendiendo a los siguientes formatos mecánicos:

- Ensayo de expansión libre: caracterización del potencial expansivo y velocidad de expansión del hormigón en su estado actual.
- Ensayos a carga constante: caracterización y calibración del modelo de comportamiento (hormigones expansivos y no expansivos) y de la presión de inhibición (en hormigones expansivos).
- Ensayos a carga variable: verificación del modelo y simulación de condiciones de carga similares a las del hormigón real (en presa).
- Ensayos instantáneos: caracterización de la resistencia y módulo de deformación longitudinal en condiciones estándar.

Como se observará a continuación, se han separado los ensayos realizados en dos fases. En la primera, se practicaron sobre testigos extraídos de la séptima galería de la presa de Belesar (la más próxima a la coronación); en la segunda, se extrajeron de la tercera galería de la misma presa y de la galería perimetral de la presa de Albarelllos.

En la descripción que sigue se hace una diferenciación entre los ensayos de las dos fases, ya que la primera sirvió fundamentalmente para llevar a cabo la puesta a punto de los

métodos de ensayo y los equipos diseñados. El análisis *a posteriori* del procedimiento experimental empleado en esta primera fase condujo a ciertas modificaciones para permitir una mayor fiabilidad en la segunda, sobre todo en lo referente a la precisión de los resultados en determinados procedimientos de medida.

1.2. Primera fase: Belesar 1 (coronación)

La primera fase de ensayos, comenzada en junio de 1999 y activa a fecha de redacción del presente documento, se realiza sobre testigos extraídos de la séptima galería de la presa de Belesar, en la que se había diagnosticado con anterioridad la presencia de fenómenos expansivos. Se extrajeron un total de 14 testigos no normalizados (siete parejas): una pareja para medición de la expansión libre, tres para ensayos a carga constante, y tres para ensayos a carga variable. Además, se tomaron 6 testigos de tamaño estándar (cilindros de 15 cm de diámetro y 30 cm de largo) para ensayos de resistencia y módulo de deformación instantáneo.

Los rasgos característicos de esta primera fase de ensayo son los siguientes:

- Definición del tamaño de los testigos.
- Acondicionamiento de la zona de ensayos.
- Diseño del refrentado de testigos.
- Diseño y puesta a punto de los bastidores de carga.
- Diseño y puesta a punto de los sistemas de adquisición de datos.
- Diseño y puesta a punto del sistema de carga.

Tras el análisis de los resultados obtenidos, y desechados aquellos cuya fiabilidad no se pudo contrastar, se emplean los datos para hacer una calibración del modelo numérico que permite reproducir el comportamiento del hormigón de la zona de coronación.

1.3. Segunda fase: Belesar 2 (bóveda) y Albarellos

Para esta segunda fase, comenzada en mayo de 2001 y activa a la hora de la redacción del presente documento, se extrajeron doce testigos no normalizados (6 parejas) de la tercera galería de la presa de Belesar (zona de la bóveda en la que se ha diagnosticado expansión álcali - silicato) y diez (cinco parejas) de la galería perimetral de la presa de Albarellos, en la que no hay expansión diagnosticada. De los testigos de Belesar, una pareja se emplea para ensayos de expansión libre, tres para ensayos a carga constante y dos para ensayos a carga variable; de los de Albarellos, también se utiliza una pareja para estudiar las deformaciones libres, dos para ensayos a carga constante y tres para carga variable.

Los rasgos característicos de esta segunda fase son los siguientes:

- Aplicación sistemática de los procedimientos de ensayo y análisis de resultados tras la validación y modificaciones propuestas a raíz de la primera fase.
- Trabajo sobre testigos sin refrentado.
- Modificación del adhesivo empleado en extensometría electrónica.
- Sistema de adquisición automática de datos mejorado.

1.4. Conclusiones experimentales de la primera fase

Se presenta en este apartado un resumen de las conclusiones (detalladas en los apartados correspondientes) que condujeron a la introducción de modificaciones en determinados aspectos del ensayo en la segunda fase.

- Refrentado de testigos: la deformabilidad de la resina empleada como material de refrentado en la primera fase alteró la medida registrada en los extensómetros tipo Carson. Al disponer de una cortadora de precisión para tallar los testigos de la segunda fase, se decidió no continuar refrentando para habilitar dichos extensómetros.
- Adhesivo: la sustancia en la primera fase (poliéster) probó su eficacia como base aislante, pero inducía falsas expansiones al ser empleada como adhesivo. En la segunda fase se sustituyó por un adhesivo a base de cianocrilato, sobre el que se practicaron ensayos previos de durabilidad (ensayo en condiciones agresivas, de inmersión y temperatura elevada, manteniendo el sistema de protección) con resultados satisfactorios.
- Cableado: en la primera fase, la mayor parte de las conexiones entre elementos eléctricos se realizaron mediante soldadura ejecutada en la propia galería, aislando después la conexión, lo que hacía imposible su regeneración o sustitución en caso de fallo. En la segunda fase, todos los elementos soldados se produjeron en laboratorio para asegurar la calidad de la soldadura, empleando para las conexiones en la galería empalmes mecánicos, comprobables y sustituibles en caso de fallo.
- Sistema de adquisición de datos: los bajos niveles de carga y el reducido paso de escalón en algunos casos producen deformaciones tan pequeñas que en ocasiones quedaban enmascaradas por el ruido de la señal electrónica, o quedaban incluso por debajo de la precisión óptima de la misma. En la segunda fase, se introduce un sistema mejorado de adquisición de datos, basándose en amplificadores operacionales y estabilizadores de señal, que permiten eliminar gran parte del ruido y amplificar la señal, mejorando hasta 100 veces la resolución de las galgas extensométricas para poder leer y registrar deformaciones incluso del orden de 10^{-6} .

2. Descripción de ensayos

2.1. Testigos

2.1.1. Dimensiones

Los testigos fueron extraídos por medio de una sonda HILPPI DD-1601E (foto 7.1). Dado el tamaño máximo de los áridos empleados en la construcción de la presa de Belesar (125 mm), se desechó la posibilidad de extraer testigos de tamaño normalizado (es decir, cilindros de 15 cm de diámetro y 30 cm de longitud) para llevar a cabo los ensayos principales. Debido a las dificultades técnicas y a cuestiones de manejabilidad, tampoco fue posible respetar la recomendación habitual (diámetro tres veces superior al tamaño máximo del árido, RILEM TC107-CSP 1998), por lo que el diámetro final de todos los testigos extraídos (tanto en la primera como en la segunda fase) es de 200 mm nominales y 195 reales, debiéndose la desviación al espesor de la propia corona. Todos los testigos fueron examinados superficialmente para verificar que no hubiera ningún árido de tamaño excepcional.



Foto 7.1.- Sonda sacatestigos durante el proceso de extracción, presa de Albarellos

La longitud de los testigos también vino determinada por cuestiones prácticas. En primera instancia, se propuso cortar los testigos a 40 cm de longitud, para respetar la relación de esbeltez de los testigos normalizados. Sin embargo, no se pudo llevar a cabo por los motivos siguientes. Con la intención de obtener medidas manuales lo más representativas posibles, se decidió emplear un extensómetro manual con 40 cm de base de medida, que

requiere al menos 5 cm adicionales de longitud de testigo para hacer posible su uso. Se optó entonces por llegar a los 60 cm de longitud nominal (relación de esbeltez 3 a 1), tamaño que fue finalmente descartado por la dificultad de obtener testigos sin inclusión de armaduras.



Foto 7.2.- Aspecto de los testigos extraídos de la tercera galería de Belesar, con sus dimensiones definitivas

La dimensión final de los testigos extraídos es de 195 mm de diámetro y 520 mm de longitud.

Además de los testigos principales, se extrajeron 6 testigos de tamaño estándar por cada serie de testigos principales, para ensayos ordinarios en el laboratorio.

2.1.2. Zonas de extracción

2.1.2.1. Belesar (primera fase)

En la séptima galería, cerca de la coronación (ver figura 7.3). Como ya se mencionó en el capítulo 4, se trata de una zona en la que el comportamiento expansivo es manifiesto, llegando a provocar fisuración. Se escogió para el sondeo una zona próxima a las fisuras, pero en la que el aspecto superficial del hormigón fuera sano. No se observó tampoco fisuración alguna en los testigos extraídos.

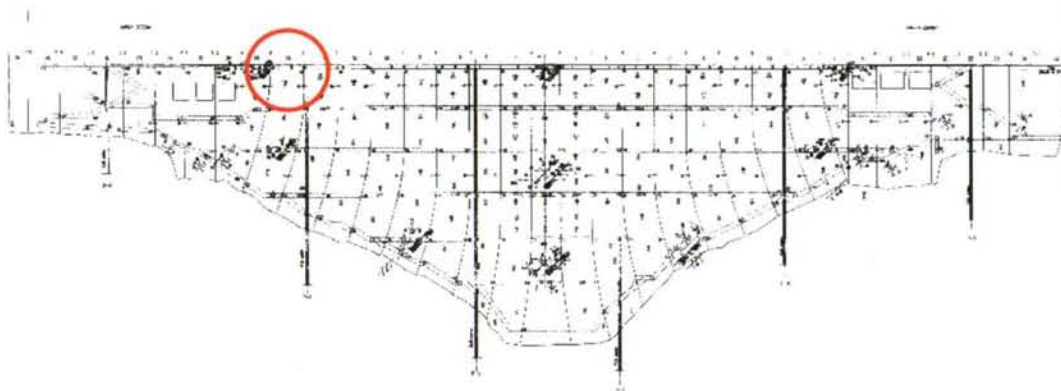


Figura 7.3.- Ubicación de la zona de extracción de testigos en la presa de Belesar (fase 1)



Foto 7.4.- Aspecto de la séptima galería de la presa de Belesar tras la extracción de testigos (fase 1)

2.1.2.2. Belesar (segunda fase)

En la tercera galería, en el cuerpo de la bóveda (ver figura 7.5). Nuevamente, se trata de una zona en cuya proximidad hay fisuración y en la que los extensómetros correctores han revelado la presencia de expansiones. El criterio para elegir el punto concreto de extracción fue el mismo que en el caso anterior: superficie con ausencia de fisuras y material de los testigos no fisurado.

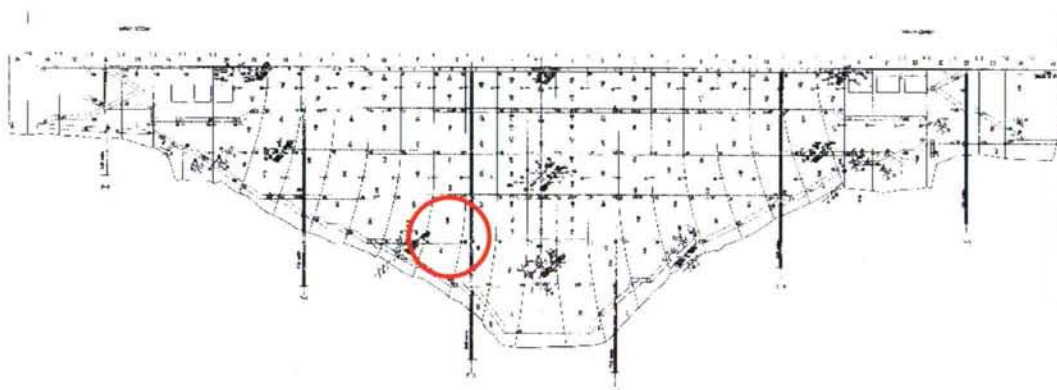


Figura 7.5.- Ubicación de la zona de extracción de testigos en la presa de Belesar (fase 2)

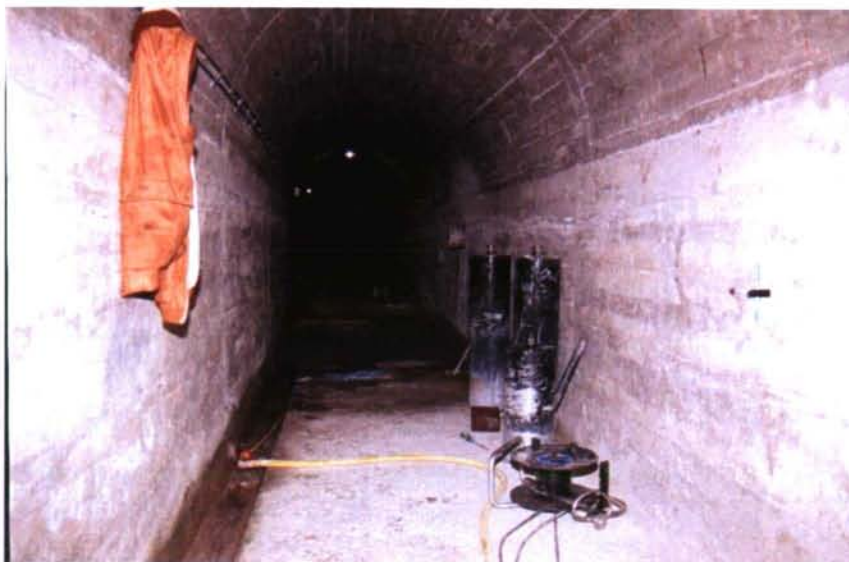


Foto 7.6.- Aspecto de la zona de extracción de testigos en la tercera galería (Belesar, fase 2)

2.1.2.3. Albarellos

En la galería perimetral, en el cuerpo de la bóveda (ver figura 7.7). Al no tratarse de una presa con fenómeno expansivo patente o potencial, se escogió una zona en la que el hormigón cumple función estructural y presenta aspecto saludable.



Figura 7.7.- Ubicación de la zona de extracción de testigos en la presa de Albarellos



Foto 7.8.- Aspecto de la zona de extracción de testigos, galería perimetral de la presa de Albarellos